

Gestaltung und hydraulische Berechnung
von Schachtüberfällen

Von der Fakultät für Bauwesen
der
Technischen Universität Dresden

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieur
(Dr.-Ing.)

genehmigte
D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von: Dipl.-Ing. Gerhard Bollrich

Referenten: Prof. Dipl.-Ing. R. Hoffmann
Prof. (em.) Dipl.-Ing. G. Wobus

Eingereicht:	29. 7. 1966
Tag der mündlichen Prüfung:	8.11. 1966
Tag der öffentlichen Verteidigung:	1.12. 1966
Promotionsdatum:	1.12. 1966

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Institut für Fluß- und Seebau der Technischen Universität Dresden. Sie baut auf den bisher im Institut durchgeführten Forschungsarbeiten zur Hydraulik der Schachtüberfälle auf. In diesen Arbeiten, vornehmlich in der Dissertation des indischen Aspiranten Dr.-Ing. P.G. Sastry, sind einige bedeutende Ergebnisse auf diesem Gebiet erreicht worden, gleichzeitig ist darin aber auch eine Vielzahl noch offener Fragen vorhanden.

Der ehemalige Direktor des Institutes, Herr Prof.(em.) Dipl.-Ing. W o b u s stimmte deshalb meinem Vorhaben zu, die Möglichkeiten der konstruktiven Gestaltung von Schachtüberfällen zu analysieren sowie Methoden für ihre hydraulische Berechnung zusammenzustellen und für bestimmte Konstruktionsformen wie z.B. ringförmig belüftete Schachtüberfälle Berechnungsverfahren neu zu entwickeln. Es ist mir ein Bedürfnis, ihm für seine wissenschaftliche Betreuung und Beratung und sein nie erlahmendes Interesse am Fortgang der Arbeiten meinen aufrichtigen Dank auszusprechen.

Gleichermaßen gilt mein Dank dem Institutsdirektor, Herrn Prof. Dipl.-Ing. H o f f m a n n, für seine ständige Hilfsbereitschaft und seine fachlichen Ratschläge, besonders bei der Durchführung der Modellversuche im Hubert-Engels-Laboratorium.

Weiterhin danke ich allen wissenschaftlichen Mitarbeitern, die mich mit Rat und Hilfe unterstützten und in kritischen Diskussionen zur Klärung vieler Fragen beitrugen, sowie allen Kollegen Handwerkern, Angestellten und Hilfsassistenten, die mir bei der Arbeit behilflich waren.

Dresden, im Juli 1966

Gerhard Bollrich

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. <u>Einleitung</u>	4
2. <u>Aufgabenstellung</u>	7
3. <u>Grundlagen der hydraulischen Berechnung von Schachtüberfällen</u>	9
3.1 Abflußcharakteristik	9
3.2 Sicherheit gegen Überströmen bei Schachtüberfällen	10
3.3 Darstellung der Energie- und Drucklinie bei Schachtüberfällen	13
3.4 Unterdruck und Kavitationsgefahr bei Schachtüberfällen	14
4. <u>Gestaltung und hydraulische Berechnung des Schachteinlaufes</u>	16
4.1 Berechnungsverfahren für normalkronige Schachteinläufe	16
4.2 Einfluß der Form des Schachteinlaufes und des Fallschachtes auf den Überfall	20
4.3 Maßnahmen zur Verhinderung von Einlaufwirbeln	24
5. <u>Gestaltung und hydraulische Berechnung des senkrechten Fallschachtes</u>	25
5.1 Allgemeines	25
5.2 Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten	28
5.21 Definition	28
5.22 Bisherige experimentelle und theoretische Untersuchungen	29
5.23 Berechnung der praktischen Leistungsgrenze und des Fallschachtquerschnittes	29
5.231 Überdeckungsabfluß $Q_{\text{ü}}$	29
5.232 Überdeckungsabfluß Q_{krit} bei Kavitation im Fallschacht	32
5.233 Berechnungsweg mit Beispiel	40
5.234 Bemessung des Fallschachtquerschnittes	41
5.24 Luftabfluß in Schachtmitte bei Teilabflüssen	42
5.241 Untersuchungen von Sastry	42
5.242 Theoretischer Ansatz für die Luftmitführung	45

	Seite
5.25 Größe des Unterdruckes am Fallschachtenanfang	49
5.251 Größe des Unterdruckes bei Vernachlässigung der Volumenexpansion der Luft	49
5.252 Größe des Unterdruckes unter Berücksichtigung der Volumenexpansion der Luft	51
5.3 Fallschacht mit konstantem Durchmesser und ringförmiger Belüftung	56
5.31 Allgemeines	56
5.32 Bisherige Anwendung und Untersuchungen	59
5.33 Analyse des Abfluvorganges	63
5.34 Energieverluste bei ringförmiger Belüftung	68
5.341 Verluste im Schachteinlauf	68
5.342 Verluste im senkrechten Fallschacht	69
5.35 Berechnung des Fallschachtquerschnittes F und des Überdeckungsabflusses $Q_{\text{ÜB}}$ bei ringförmiger Belüftung	73
5.36 Berechnung des Luftabflusses Q_1 und des Be- lüftungsgrades β bei ringförmiger Belüftung	74
5.37 Dimensionierung der ringförmigen Belüftung	79
5.38 Größe des Unterdruckes am Fallschachtenanfang bei ringförmiger Belüftung	82
5.4 Fallschacht mit Verengung des Querschnittes	84
5.41 Allgemeines	84
5.42 Anwendungsbeispiele und Berechnungsmethoden für kontinuierlich verengte Fallschächte	86
5.421 Berechnungsmethode von Sokolowski	86
5.422 Berechnungsmethode von Mois	90
5.423 Vergleich und Kritik der beiden Verfahren	93
5.5 Fallschacht mit erzwungener Spiralströmung	94
5.6 Einschätzung der verschiedenen Möglichkeiten der Ausführung des senkrechten Fallschachtes	99
6. <u>Gestaltung und hydraulische Berechnung des</u> <u>Krümmers, Ablaufstollens und Tosbeckens</u>	101
6.1 Gestaltung und Berechnung des Krümmers	101
6.11 Allgemeines	101
6.12 Krümmer mit konstantem Durchmesser	102
6.13 Krümmer mit belüfteter Ablösungsstelle	106
6.2 Ausführung und Bemessung des Ablaufstollens	110
6.21 Ablaufstollen als Druckstollen	110
6.22 Ablaufstollen mit Freispiegelabfluß	114
6.3 Ausbildung des Tosbeckens	117

	Seite
7. <u>Versuche</u>	118
7.1 Ziel der Versuche	118
7.2 Versuchsaufbau und Ergebnisse der Voruntersuchungen	119
7.3 Versuchsanordnung bei den Hauptversuchen	121
7.31 Zuflußanordnung	121
7.32 Schachteinlauf	122
7.33 Zylindrischer Fallschacht	123
7.34 Ringförmige Belüftung	124
7.4 Durchführung der Hauptversuche	125
7.41 Kreislauf des Wassers	125
7.42 Messung der Überfallhöhe h am Schachteinlauf	126
7.43 Messung des Wasserabflusses Q_w	126
7.44 Messung des Luftabflusses Q_l durch die ringförmige Belüftung	128
7.45 Messung des statischen Druckes im Fallschacht und des Druckabfalles in der ringförmigen Belüftung	128
7.5 Auswertung der Hauptversuche	129
7.51 Abflußcharakteristik und Überfallbeiwert C	129
7.52 Überdeckungsdurchfluß	132
7.53 Druckverlauf und max. Unterdruck im Fallschacht	135
7.54 Luftabfluß Q_l und Belüfungsgrad β infolge ringförmiger Belüftung	139
7.55 Vergleich mit fremden Versuchen	
7.55 Größe der Beiwerte ζ_m und k	144
7.57 Beispiel für den Energie- und Drucklinienverlauf des Fallschachtes mit ringförmiger Belüftung	145
8. <u>Anwendung der Ergebnisse der Arbeit auf das Beispiel des Schachtüberfalles der Steinbachtalsperre, Westdeutschland</u>	
8.1 Geometrie, Berechnungsgrundlagen	148
8.2 Berechnung des Fallschachtes ohne ringf. Belüftung	149
8.21 Überdeckungsabfluß $Q_{\bar{u}}$	149
8.22 Kritischer Abfluß Q_{krit}	150
8.3 Berechnung des Fallschachtes mit ringf. Belüftung	151
8.31 Überdeckungsabfluß $Q_{\bar{u}B}$	151
8.32 Berechnung des Belüfungsgrades β bei $Q_{\bar{u}B}$ infolge ringförmiger Belüftung	152
8.4 Einschätzung der Ergebnisse des Beispiels	155
9. <u>Zusammenfassung und Ausblick</u>	157
10. <u>Literaturverzeichnis</u>	161
11. <u>Anlagen</u>	

1. Einleitung

Mit dem Begriff "Schachtüberfall" wird eine Hochwasserentlastungsanlage bezeichnet, bei der Überschußwasser von einem horizontalen, im Grundriß meist kreisförmigen Überfall in einen senkrechten oder schrägen Schacht geleitet und durch einen Stollen mit geringem Gefälle ins Unterwasser abgeführt wird. Der Fallschacht hat in der Regel Kreisquerschnitt und ist durch einen 90°-Krümmer mit dem Ablaufstollen verbunden. Schachtüberfälle werden in zunehmenden Maße zur Hochwasserentlastung bei Erd- und Steindämmen verwendet. Sie werden getrennt vom Dammbauwerk im Hang oder als freistehende Türme im Becken errichtet.

Im deutschen Sprachgebrauch werden außer der Bezeichnung Schachtüberfall auch die Begriffe Überlaufsturm, Fallschacht, Einlaufsturm, Schachteinlauf usw. verwendet, die nur beschränkt zutreffen bzw. nur einen Teil der Anlage bezeichnen. In der vorliegenden Arbeit wird grundsätzlich der am meisten gebräuchliche Begriff Schachtüberfall verwendet, der sich auch international eingebürgert hat. In der sowjetischen Literatur sind die Bezeichnungen "Šachtnyi vodosliv" oder "Šachtnyi vodosbros" gebräuchlich, was in der wörtlichen Übersetzung dem Ausdruck Schachtüberfall entspricht. Im Englischen wird "Morning Glory Shaft Spillway" oder nur "Shaft Spillway" sowie "Bellmouth Overflow", im Französischen "Evacuateur en puits" oder "Evacuateur de crues en deversoirs circulaires" und im Tschechischen "Šachtový přepad" oder "Šachtový přeliv" verwendet.

Der erste Schachtüberfall wurde im Jahre 1896 in England für das Blackton-Staubecken gebaut. Danach entstanden, zunächst sehr zögernd, in England (Front, Taf Fechan), Oberitalien (Bassano) und der Tschechoslowakei (Krauserbaude, Königsreichwalde) einzelne Schachtüberfälle, mit denen zur Sicherheit oft noch andere Entlastungsanlagen errichtet wurden. Erst nach 1930 fanden Schachtüberfälle verbreitete Anwendung. Eingeleitet wurde diese Entwicklung durch den Davis-Bridge-Schachtüberfall in den USA, für den erstmalig hydraulische Berechnungen und

Modellversuche durchgeführt wurden. Die Berechnungsmethode, die für diese Anlage angewendet wurde, hat große Verbreitung gefunden und ist vielerorts noch heute gebräuchlich.

Infolge der guten Erfahrungen, die man mit Schachtüberfällen erzielt hat, sind sie heute weit verbreitet. Die Auswertung der zugänglichen Literatur zeigt, daß bis jetzt mehr als 60 Schachtüberfälle gebaut wurden. Außer in den USA wurden sie vorwiegend in der UdSSR, in Portugal, Italien, der CSSR und in letzter Zeit auch in Westdeutschland angewendet. In der DDR ist der erste Schachtüberfall am Ohra-Staudamm errichtet worden. Bild 1 zeigt diesen Schachtüberfall [1], der für einen Hochwasserabfluß von $46,8 \text{ m}^3/\text{s}$ bemessen wurde. Fallschacht, Krümmer und Ablaufstollen besitzen einen gleichbleibenden Durchmesser von $d = 3,0 \text{ m}$. Dieser Typ ist als Grundform eines Schachtüberfalles anzusehen und stellt hinsichtlich der bautechnischen Ausführung die einfachste Lösung dar.

Die Konstruktionsformen der Schachtüberfälle weichen z.T. erheblich von der Grundform ab. In der deutschsprachigen Literatur sind einzelne Beispiele von Schachtüberfällen enthalten [2, 3, 4]. Sastry [5, 6] hat eine Reihe von Konstruktionsmerkmalen für die

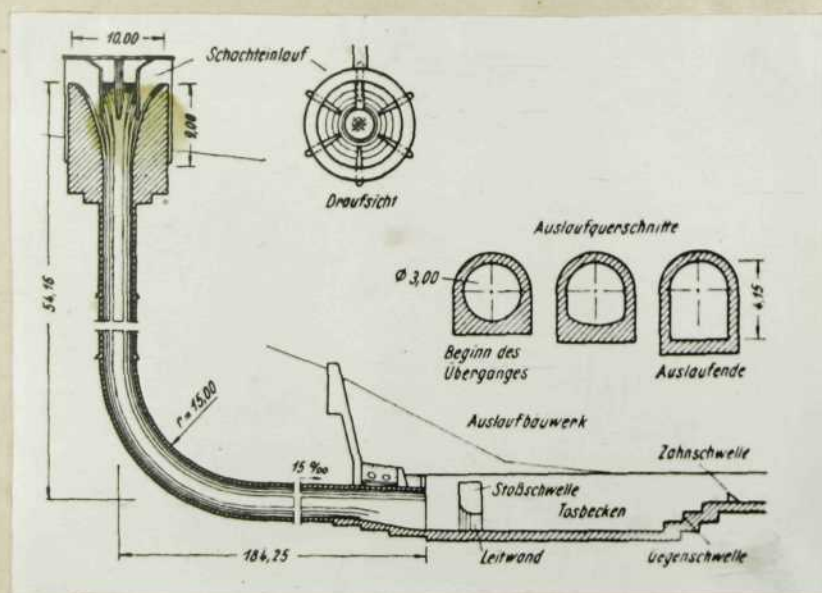


Bild 1: Schachtüberfall der Ohra-Talsperre, Thür.Wald

einzelnen Teile eines Schachtüberfalles zusammengestellt und durch zahlreiche Abbildungen veranschaulicht. Haindl [7] gibt eine Statistik zahlreicher ausgeführter Schachtüberfälle mit entsprechenden Angaben über die Größe dieser Bauwerke. Bradley [8] hat eine Untersuchung über die Bewährung zahlreicher Schachtüberfälle angestellt, wobei er zu einem sehr befriedigenden Ergebnis kommt.

Unter den bisher errichteten Schachtüberfällen sind einige von bemerkenswerter Größe. So ist z.B. der Watauga-Schachtüberfall (USA) für einen Hochwasserabfluß von $3700 \text{ m}^3/\text{s}$ bemessen [9]. Seine Fallhöhe beträgt etwa 90 m, der Schacht- und Stollendurchmesser $d = 10,35 \text{ m}$. Auch in Portugal, im Iran, Irak und in Algerien sind Schachtüberfälle mit weit über $1000 \text{ m}^3/\text{s}$ Abflußleistung errichtet worden [10].

Im mitteleuropäischen Raum geht die neueste Entwicklung dahin, Schachtüberfälle mit den Betriebseinrichtungen für Trinkwasserentnahme, den Grundablässen, Betriebswasserleitungen, Umlaufstollen usw. zu kombinieren, um wirtschaftlicher zu bauen. Besonders in der CSSR und in Westdeutschland zeichnet sich diese Bauweise deutlich ab. Dabei entfällt die sonst bei Erd- und Steindämmen oft verwendete Hangentlastung mit Überlauf- und anschließender Schußrinne [10].

In Anbetracht dieser Entwicklung, für die auch in der DDR reale Möglichkeiten bestehen, ist eine grundlegende Untersuchung zur Gestaltung und hydraulischen Berechnung der Schachtüberfälle erforderlich. Die konstruktive Gestaltung eines Schachtüberfalles wird sowohl von hydraulischen und betriebstechnischen Gesichtspunkten als auch von bautechnischen und ökonomischen Forderungen bestimmt. Von der bautechnischen Seite wird eine möglichst einfache Konstruktion verlangt, die in Gleitschalung herstellbar ist. Zur Gewährleistung der Betriebssicherheit ist eine große Abflußleistung unter Vermeidung von Einlaufwirbeln, großem Unterdruck bzw. Kavitationsschäden und Vibrationen zu erzielen, und Verstopfungen durch Schwemmgut sind auszuschließen. Meist stehen die bautechnischen und ökonomischen

Anforderungen der hydraulisch günstigsten Lösung entgegen. In der vorliegenden Arbeit waren deshalb konstruktiv-gestalterische wie hydraulisch-betriebliche Belange gleichermaßen zu berücksichtigen. Die hydraulischen Untersuchungen mußten vor allem Konstruktionsformen betreffen, die bautechnisch und ökonomisch vorteilhaft sind.

2. Aufgabenstellung

Bei der hydraulischen Untersuchung eines Schachtüberfalles sind 5 Teile dieser Anlage zu unterscheiden: Schachteinlauf, Fallschacht, Krümmer, Ablaufstollen und Tosbecken. Jedes dieser 5 Teile wirft besondere Probleme auf.

Während die Berechnung und Gestaltung des Schachteinlaufes weitgehend beherrscht wird, bestehen hinsichtlich der Konstruktion und der hydraulischen Wirkungsweise aller übrigen Teile noch zahlreiche Unklarheiten. Im senkrechten Fallschacht entsteht bei größeren Fallhöhen und größeren Abflüssen Unterdruck, der die Kavitationsgrenze erreichen und Zerstörungen im Beton sowie heftige Erschütterungen hervorrufen kann. Durch besondere Formgebung (Verengung nach unten), Belüftung und Erzeugung einer Spiralströmung kann diesem Mangel abgeholfen werden. Bemessungsgrundlagen dafür sind nur sehr lückenhaft vorhanden. Im Krümmer und Ablaufstollen sind besondere Vorkehrungen gegen die Bildung von Unterdruck, unsteten Ablösungserscheinungen und querschnittsverengenden Luftausscheidungen zu treffen. Auch darüber besteht noch keine völlige Klarheit.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, eine Übersicht über die Möglichkeiten der konstruktiven Gestaltung von Schachtüberfällen zu schaffen und Verfahren für die hydraulische Berechnung der einzelnen Teile eines Schachtüberfalles zusammenzustellen bzw. neu zu entwickeln.

Als besondere Aufgabe wird die theoretische und experimentelle Untersuchung von Schachtüberfällen mit konstantem Fallschachtdurchmesser und ringförmiger Belüftung am Fallschachtanfang behandelt, die bei den neuerdings in kombinierten Bauwerken

angewendeten Schachtüberfällen mehrfach zu finden ist und für die bisher jegliche Berechnungsgrundlagen fehlten.

Im einzelnen läßt sich die Aufgabenstellung in folgenden Punkten zusammenfassen:

1. Erarbeitung eines Berechnungsverfahrens für den hydraulisch günstigsten Schachteinlauf auf der Grundlage von Untersuchungen an scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfällen.
2. Ermittlung des Standes an Erkenntnissen über Berechnungsmethoden für die verschiedenen Gestaltungsmöglichkeiten des senkrechten Fallschachtes.
3. Erarbeitung eines physikalisch fundierten Berechnungsverfahrens für senkrechte Fallschächte mit konstantem Durchmesser, der bautechnisch einfachsten Lösung; Untersuchung insbesondere der hydraulischen Wirkungsweise einer ringförmigen Belüftung am Fallschachtanfang.
4. Darlegung der verschiedenen Möglichkeiten der konstruktiven Gestaltung des senkrechten Fallschachtes und Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der einzelnen Lösungen nach bautechnischen und betriebstechnischen Gesichtspunkten.
5. Erarbeitung von Grundzügen für die Konstruktion und Berechnung des Krümmers, Ablaufstollens und Tosbeckens.
6. Durchführung von Modellversuchen zur Überprüfung des Berechnungsverfahrens für den Schachteinlauf und der theoretischen Ansätze für die Berechnung des senkrechten Fallschachtes mit konstantem Querschnitt und ringförmiger Belüftung und Ermittlung entsprechender Kennwerte für die Luftmitnahme, die Druckverhältnisse und die Energieumwandlung.

Zur Abgrenzung des Problems sei festgestellt, daß die Untersuchungen im Teil 5 nur Schachtüberfälle mit größerer Fallschachtlänge betreffen. Bei kurzen Fallschächten tritt Unterdruck in gefährlicher Größe nicht auf. Nicht untersucht werden schräge Fallschächte, die selten gebaut werden.

3. Grundlagen der hydraulischen Berechnung von Schachtüberfällen

3.1 Abflußcharakteristik

Der Abfluß des Wassers in einem Schachtüberfall kann als Funktion der Überfallhöhe h_o und der Fallhöhe H gemäß Bild 2 dargestellt werden. Diese Abflußcharakteristik gilt prinzipiell für alle Konstruktionsformen von Schachtüberfällen. Sie besteht aus zwei stark voneinander abweichenden Zweigen, die verschie-

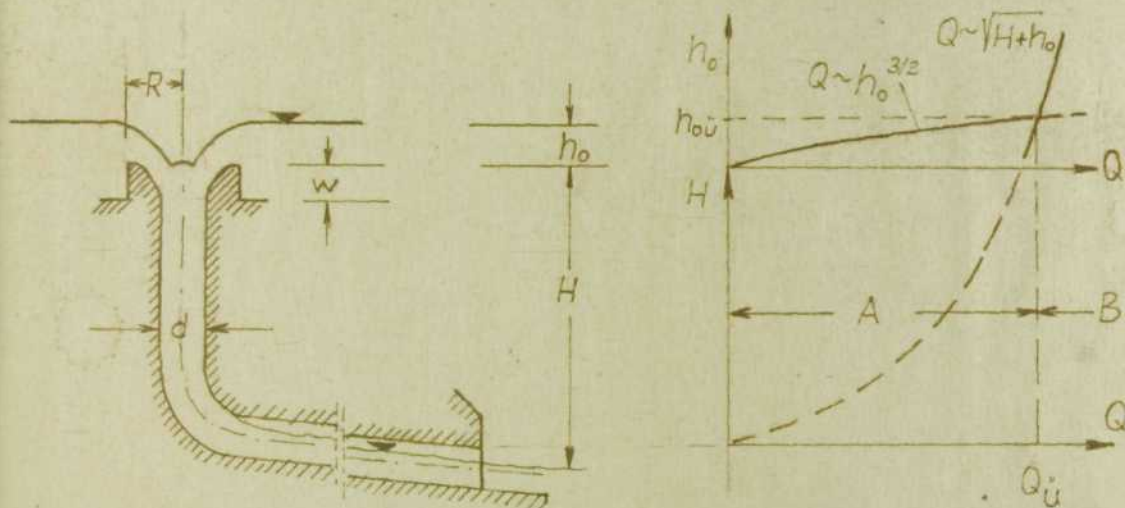


Bild 2 : Abflußcharakteristik eines Schachtüberfalls.

dene Abflußbereiche charakterisieren. Im Bereich A wird der Abfluß durch den freien Überfall bestimmt und kann nach der Überfallformel

$$Q = C_o \cdot 2\pi R \cdot h_o^{3/2} \quad (1)$$

berechnet werden, bei der C_o ein dimensionsbehafteter Überfallbeiwert ist, dessen Größe von den Besonderheiten des kreisförmigen Überfalles beeinflußt wird. Er ist u.a. abhängig von der Form des Einlaufes, der Überfallhöhe h_o , der Schwellenhöhe w und den Zuströmungsbedingungen.

Bei einer Erhöhung des Abflusses erlangt die Strömung den Charakter des Ausflusses aus einer Bodenöffnung in einem Behälter mit angeschlossener Druckrohrleitung (Bereich B). Der Abfluß

ist dann zu berechnen nach der Formel

$$Q = F \cdot \sqrt{\frac{2g(H + h_0)}{1 + \sum \zeta}}, \quad (2)$$

wobei $F = \pi d^2/4$ = Fließquerschnitt und

$\sum \zeta$ = Summe der Beiwerte für die hydraulischen Verluste im Schachtüberfall.

Da die Überfallhöhe h_0 gegenüber der unveränderlichen Fallhöhe H gering ist, erhöht sich die Abflubleistung durch Vergrößerung der Überfallhöhe nur noch gering. Mit Beginn des Bereiches B ist damit die praktische Leistungsfähigkeit eines Schachtüberfalles erreicht. Der Abfluß, bei dem die Wirkung des Überfalles aufhört und der Schachteinlauf vollkommen überdeckt ist, wird von Sastry [5] als Überdeckungsdurchfluß $Q_{\text{Ü}}$ bezeichnet. Bei Schachtüberfällen mit konstantem Fallschachtdurchmesser entsteht Unterdruck im Fallschacht, der bei größeren Fallhöhen zur Verdampfung des Wassers führen und Kavitationsschäden hervorrufen kann. Die Überdeckung des Einlaufes tritt dann bei einem Abfluß $Q_{\text{krit}} < Q_{\text{Ü}}$ ein (s. Kap. 5.23).

Alle Abflüsse $Q_w < Q_{\text{Ü}}$ bzw. Q_{krit} sind Teilabflüsse, bei denen Luft durch den Schachtüberfall mitgerissen wird.

Bei der hydraulischen Berechnung von Schachtüberfällen ist der Bestimmung der praktischen Leistungsfähigkeit sowie der Untersuchung der Abflußzustände bei Teilabflüssen unter Berücksichtigung der Luftmitführung besondere Beachtung zu schenken. Diese Probleme sind Hauptgegenstand der folgenden Betrachtungen.

3.2 Sicherheit gegen Überströmen bei Schachtüberfällen

Aus vorstehendem ist erkennbar, daß bei jedem Schachtüberfall mit Erreichen des Überdeckungsabflusses die Leistungsfähigkeit praktisch erschöpft ist. Diese Tatsache, daß der Schachtüberfall nicht beliebig überlastbar ist, wird häufig als besonderer Nachteil gegenüber anderen Entlastungsanlagen hingestellt. Dazu sind einige grundlegende Überlegungen notwendig.

Nach Standard TGL 0 - 19700 entspricht der größte, durch die Hochwasserentlastungsanlage abzuführende Abfluß dem größten zu erwartenden Zufluß zum Staubecken. In der DDR wird als "Bemessungshochwasser" gewöhnlich das sog. 1000-jährige Hochwasser HQ_{1000}

zugrunde gelegt, ein Hochwasser, das an Hand der hydrologischen Meßwerte einer mindestens 50-jährigen Beobachtungsreihe durch Extrapolation gefunden wird. Es soll in 1000 Jahren höchstens einmal auftreten. Aus der Festlegung der zulässigen Überfallhöhe bzw. des unbeherrschbaren Hochwasserschuttraumes und des HQ_{1000} als Bemessungsabfluß wird die Entlastungsanlage dimensioniert. Zusätzliche Sicherheit bietet u.U. die Inanspruchnahme des Freibordes unter Berücksichtigung von Windstau und Wellenaufbau. Der Abfluß, der sich bei bordvoller Füllung ergibt, stellt den praktischen Grenzwert jeder Entlastungsanlage dar. Dieser Grenzwert wird im allgemeinen nicht untersucht; es wird meist vorausgesetzt, daß gegenüber dem Bemessungsabfluß genügend Sicherheit gegen Überströmung des Absperrbauwerkes vorhanden ist.

Auch bei Schachtüberfällen ist ausreichende Sicherheit zu gewährleisten. Ein Überströmen eines Staudammes darf auch bei katastrophalen Hochwasserabflüssen niemals eintreten, abgesehen von durch- oder überströmten Steindämmen. Jedoch ist bei Schachtüberfällen an die Frage der maximalen Leistungsfähigkeit anders heranzugehen als bei anderen Entlastungsanlagen. Es ist notwendig, beim Entwurf eines Schachtüberfalles die Sicherheit und damit die maximal mögliche Leistung grundsätzlich festzulegen und den Schachtüberfall danach zu bemessen. Die Festlegung der maximalen Leistung Q_u bzw. Q_{krit} (s. Kap. 5.23) sollte erfolgen durch

$$Q_u \text{ bzw. } Q_{krit} = \eta \cdot HQ_n \quad (3)$$

wobei HQ_n = Bemessungsabfluß mit einer n-jährigen Wahrscheinlichkeit (meist $n = 1000$), für den die festgelegte Überfallhöhe gilt,

η = Sicherheitsbeiwert, der entsprechend der Zuverlässigkeit der hydrologischen Unterlagen, dem Staudammtyp und der Möglichkeit des Aufeinandertreffens aller möglichen ungünstigen Faktoren festzulegen ist.

Als maximale Leistungsfähigkeit sollte der nach der Wahrscheinlichkeitsrechnung überhaupt zu erwartende Höchstabfluß angenommen werden. Eine Auswertung der Talsperrenunglücke der letzten Jahre zeigt, daß die Ursachen der Zerstörungen sehr

oft in katastrophalen, nicht annähernd vermuteten Hochwasserabflüssen zu suchen sind [11].

Leider sind über die Fragen der Maximalleistung von Schachtüberfällen gegenüber bekannten oder durch Wahrscheinlichkeitsuntersuchungen bestimmten HW-Abflüssen in der Literatur nur wenige Angaben zu finden. So wurde z.B. für den Innerste-Schachtüberfall in den Modellversuchen $Q_{ü} \approx 160 \text{ m}^3/\text{s}$ festgestellt [12]. Der höchste, an der Sperrstelle jemals beobachtete HW-Abfluß betrug $HQ = 50 \text{ m}^3/\text{s}$; aus Vergleichen mit anderen Einzugsgebieten wird ein mögliches Hochwasser von $HQ = 80 \text{ m}^3/\text{s}$ angegeben. Die Sicherheit dieser Anlage beträgt also etwa $\eta = 2,0$. Geringer ist diese Sicherheit bei der Steinbachtalsperre [13], wo $HQ_E = 30 \text{ m}^3/\text{s}$, während $Q_{krit} = 42,5 \text{ m}^3/\text{s}$ und damit $\eta = 1,42$ ist (s.Kap.8.22). Der Ohra-Schachtüberfall im Thüringer Wald ist für $HQ_{2300} = 46,8 \text{ m}^3/\text{s}$ bemessen, die maximal mögliche Abflußleistung beträgt nach Kap.5.233 $Q_{krit} = 72,5 \text{ m}^3/\text{s}$, d.h. $\eta = 1,55$. Bei keiner dieser Anlagen ist $Q_{ü}$ oder Q_{krit} vorher festgelegt, sondern bei den Modellversuchen am Rande mit bestimmt und danach eine Aussage über die Sicherheit getroffen worden. Es ist daher viel exakter und konsequenter, die maximale Leistungsfähigkeit von vornherein festzulegen und die Anlage dafür zu bemessen. Bei den sowjetischen Berechnungsmethoden für Schachtüberfälle (s.Kap.5.423) wird grundsätzlich so vorgegangen. Es zeigt sich, daß bei Schachtüberfällen eine größere Sicherheit in der Abflußleistung ohne großen baulichen Aufwand zu erreichen ist. Bei kreisförmigen Schächten z.B. steigt der Abfluß etwa mit dem Quadrat des Schachtdurchmessers:

$$\frac{Q_{ü1}}{Q_{ü2}} \approx \frac{F_1}{F_2} = \frac{d_1^2}{d_2^2}, \text{ bzw. } Q_{ü2} = Q_{ü1} \cdot d_2^2/d_1^2,$$

d.h. ein etwas größerer Durchmesser bringt bereits eine beträchtliche Leistungssteigerung. Außerdem ist aus bautechnischen sowie Gründen der Verstopfungsgefahr ohnehin stets ein bestimmter Minstdurchmesser notwendig, der meist schon die geforderte Abflußleistung einschließlich entsprechender Sicherheit bringt. Auf die Berechnung des Schachtquerschnittes und des Überdeckungsabflusses wird in Kap.5 eingegangen.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß die begrenzte Leistungsfähigkeit eines Schachtüberfalles bei entsprechender Festlegung der Sicherheit in keiner Weise nachteilig gegenüber anderen Entlastungsanlagen ist.

3.3 Darstellung der Energie- und Drucklinie bei Schachtüberfällen

Um die Abflußvorgänge im Schachtüberfall zu veranschaulichen, ist außer der Abflußcharakteristik die Darstellung der Energie- und Drucklinie nötig. Dabei wird die von Sastry [5] verwendete Methode der "ideellen Rohrachse" benutzt, bei der als Abszisse die abgewickelte Länge des Schachtüberfalles und als Ordinate die geodätische Höhe aufgetragen wird. Diese Darstellungsweise ist für alle Formen von Schachtüberfällen geeignet. Bild 3 zeigt den Energie- und Drucklinienverlauf bei einem Schachtüberfall konstanten Durchmessers im Abflußbereich B (überdeckt). Der gesamte Schachtüberfall ist in diesem Fall als Druckrohr-

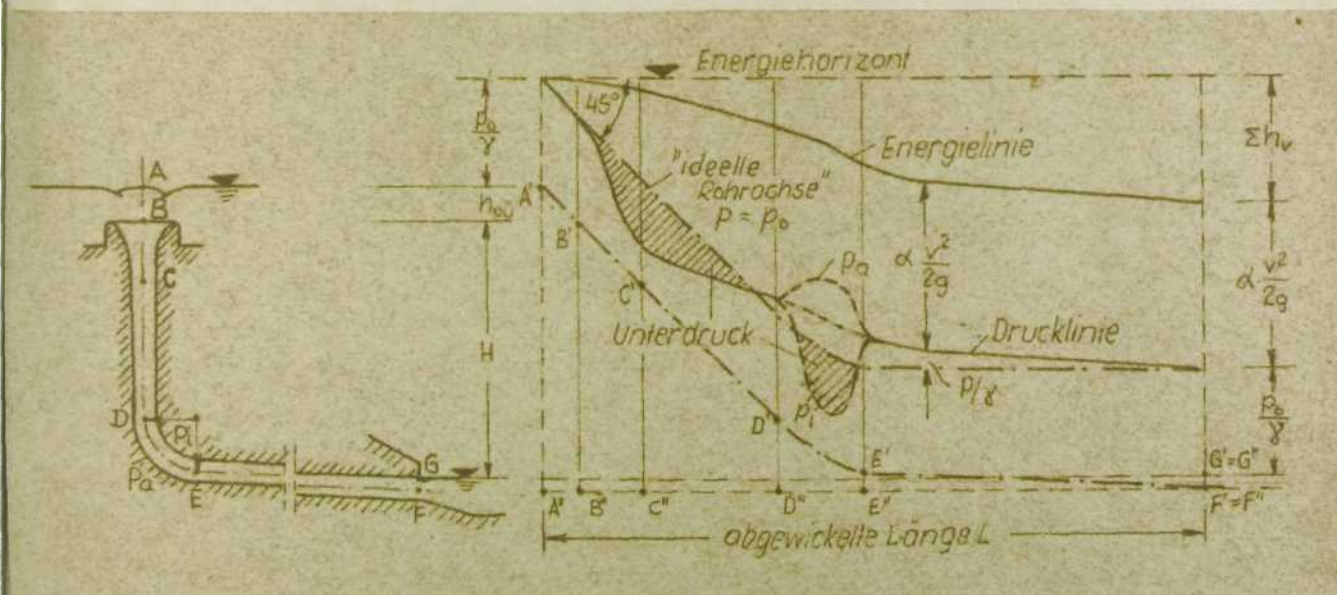


Bild 3 : Darstellung der Energie- und Drucklinie im Abflußbereich B

leitung wirksam. Der Verlauf der Drucklinie veranschaulicht sehr gut den im Schachtüberfall auftretenden Unterdruck (schraffiert dargestellt). Dieser tritt danach besonders am Fallschachtanfang (Punkt C) auf, aber auch an der Innenseite

des Krümmers (Linie p_1) kann die Drucklinie infolge der Zentrifugalkräfte unter die Atmosphärendrucklinie absinken. Bei Teilabflüssen, die nicht zu weit unter Q_{H1} liegen, ist das Bild ähnlich. Bei geringen Abflüssen herrscht im gesamten Schachtüberfall Atmosphärendruck.

3.4 Unterdruck und Kavitationsgefahr bei Schachtüberfällen

Entsprechend den Richtlinien TGL O-19700 ist bei HW-Entlastungsanlagen dafür zu sorgen, daß keine Unterdrücke auftreten.

Beim Abfluß des Wassers durch einen Schachtüberfall entsteht jedoch, wie soeben gezeigt, an bestimmten Stellen Unterdruck, durch den Zerstörungen des Betons an den Schachtwänden sowie Vibrationen auftreten können, wenn dieser Unterdruck die Kavitationsgrenze erreicht. Es erscheint daher notwendig, einige Betrachtungen über die Ursache derartiger Schäden sowie über die Möglichkeiten ihrer Vermeidung anzustellen.

Bekanntlich verdampft Wasser bei einem bestimmten äußeren Druck, dem sog. Dampfdruck, der abhängig ist von der Temperatur des Wassers. In der folgenden Tabelle ist der Dampfdruck p_d des Wassers als absoluter Druck in Mp/m^2 ($= \text{m WS}$) als Funktion der Temperatur eingetragen. An dieser Erscheinung ändert sich nichts, wenn Wasser in Bewegung ist. Durchströmt

$T [^\circ\text{C}]$	0°	5°	10°	15°	20°	40°	60°	100°
$p_d [\text{Mp/m}^2]$	0,062	0,089	0,125	0,174	0,238	0,75	2,02	10,3

das Wasser Stellen, wo der Druck gleich oder kleiner dem Dampfdruck ist, bilden sich mit Dampf gefüllte, scharf abgegrenzte Hohlräume im Wasser. An Stellen höheren Druckes stürzen diese Hohlräume durch Kondensation schlagartig zusammen. Diese Erscheinung wird als Kavitation bezeichnet. Sie ist mit heftigen Erschütterungen begleitet. An der Stelle des Zusammenstürzens sind starke Anfressungen des das Wasser umschließenden Materials festzustellen, die nach den z. Zt. herrschenden Anschauungen auf rein mechanische Weise erfolgen [14]. Selbst härteste Stahlwandungen und umso mehr Beton werden angegriffen.

Die Kavitationsgefahr ist bei Schachtüberfällen groß. Man kann ihr einmal durch besondere Formgebung des Fallschachtes und des Krümmers begegnen, indem man diese Teile so ausbildet, daß Unterdruck überhaupt nicht entsteht oder auf ein erträgliches Maß begrenzt wird. Auch sind Häufigkeit und Zeitdauer durch Kavitation bedingter Vibrationen und Anfressungen zu berücksichtigen. Örtliche Beschädigungen können, wenn sie gering bleiben, in Kauf genommen werden, da der Schachtüberfall nur sehr selten in Tätigkeit treten wird.

Nach Untersuchungen des Amerikaners Peterka [15] ist durch Belüftung des Wassers eine wirksame Verminderung von Kavitationsschäden zu erreichen. Die Ursache dafür dürfte die große Elastizität der Luft sein, durch die die Schläge beim Zusammensturz der Dampfblasen im Bereich höheren Druckes wirkungsvoll abgefedert werden. Peterka hat

Betonblöcke in einer Versuchsanlage in jeweils zweistündigen Experimenten der Kavitation ausgesetzt und den Gewichtsverlust infolge Ausfressungen gemessen. Bild 4 zeigt die Abhängigkeit zwischen dem Grad der Belüftung und den gemessenen Gewichtsverlusten. Bei einem Belüftungsgrad von $\beta = Q_1/Q_w \approx 0,07$ war kein meßbarer Verlust mehr festzustellen. Auch die starken Geräusche, die bei reinem Wasserabfluß auftraten, verschwanden mit zunehmender Belüftung. Die Fließgeschwindigkeit des Wassers in der Versuchsanlage betrug etwa $v =$

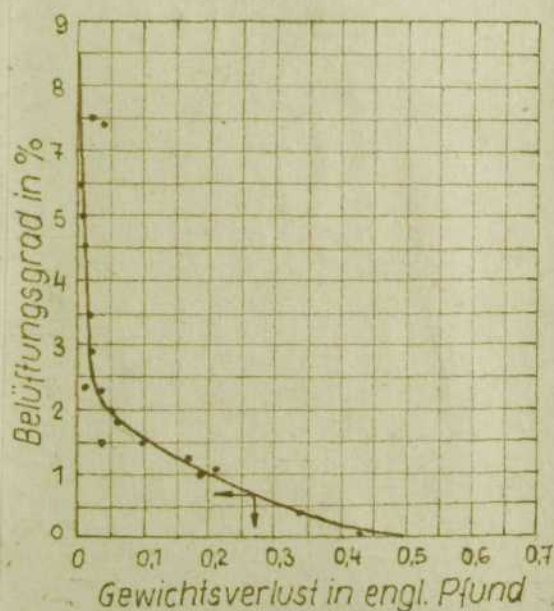


Bild 4: Erosionen infolge Kavitation in Abhängigkeit vom Grad der Belüftung

30 m/s, hatte also eine Größe, wie sie bei Schachtüberfällen mittlerer Höhe kaum vorkommt. Die Belüftung ist demnach ein gutes Mittel zur wirksamen Vermeidung von Kavitationsschäden bei Schachtüberfällen.

Auch dürfte die Fließgeschwindigkeit, bei der noch keine Schwingungen im Schachtüberfall auftreten, bei Belüftung größer sein. Während bei reiner Wasserströmung die zulässige Fließgeschwindigkeit z.B. in Stahlrohren bei 10 - 15 m/s liegt, wird für die reine Luftströmung meist 50 m/s als Höchstwert angegeben. Bei Wasser-Luft-Gemischen wird die Grenzggeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Belüfungsgrad zwischen den beiden Grenzen liegen.

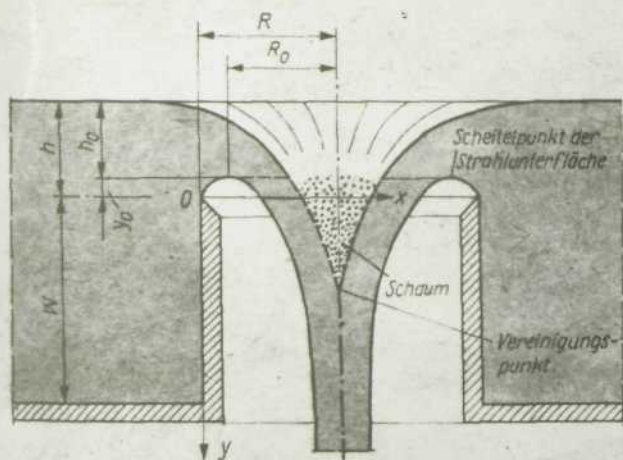
4. Gestaltung und hydraulische Berechnung des Schachteinlaufes

Bezüglich der Gestaltung und hydraulischen Berechnung von Schachtüberfällen ist das Einlaufproblem am weitestens erforscht. Es umfaßt die Ermittlung der Überfallbeiwerte, der Abmessungen und der Form des Einlaufes, die Gestaltung des Hangeinschnittes, falls der Schachtüberfall am Hang liegt, sowie die Anordnung von Leiteinrichtungen zur Wirbelverhinderung auf dem Einlauf.

4.1 Berechnungsverfahren für normalkronige Schachteinläufe

Bei der Formgestaltung des Schachteinlaufes unterscheidet man im wesentlichen zwei Typen: den normalkronigen und den flachkronigen Einlauf. Während der normalkronige Einlauf die übliche

und leistungsfähigste Form darstellt, wird der flachkronige aus ökonomischen Gründen (geringer Felsaushub) meist nur bei sehr großen Verhältnissen gebaut. Im folgenden wird nur der normalkronige Einlauf behandelt, wobei gegenüber den bisherigen, auf Achutin [16] zurückgehenden und



Scharfkantiger, im Grundriß kreisförmiger Überfall

Bild 5

in der einschläglichen Literatur [17, 18] enthaltenen Verfahren eine verbesserte Methode angegeben wird.

Als hydraulisch am günstigsten erweist sich ein normal-kroniger Einlauf, dessen Form der Unterfläche des Überfallstrahles eines scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfalles nachgebildet wird (Bild 5). Zahlreiche experimentelle Untersuchungen sind dazu angestellt worden. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse verschiedener Forschungen und ein damit entwickeltes Berechnungsverfahren für Schachteinläufe sind in einer Veröffentlichung des Bearbeiters bereits dargelegt worden [19]. Bei der Berechnung des Schachteinlaufes ist danach wie folgt vorzugehen. Der Schachteinlauf wird für den Abflußbereich A (Bild 2) bemessen, bei dem der Abfluß durch den freien Überfall nach Formel 1 bestimmt wird. Für den scharfkantigen kreisförmigen Überfall lautet die Überfallformel

$$HQ_E = C_E \cdot 2\pi R \cdot h^{3/2} = C_E \cdot 2\pi R \cdot (h_{0E} + y_0)^{3/2} \quad (1a)$$

Gegeben sind der Bemessungsabfluß HQ_E (z.B. $HQ_E = HQ_{1000}$) und die Entwurfsüberfallhöhe h_{0E} zu ermitteln sind der Einlaufradius R und das Profil des Einlaufes. Der Überfallbeiwert C_E ist ebenso wie die Steighöhe y_0 der Strahlunterfläche abhängig von der Überfallhöhe und der Schwellenhöhe w . Im Bild 6 sind die Überfallbeiwerte C_E nach experimentellen Untersuchungen verschiedener Forscher in Ab-

Überfallbeiwert C_E nach Meßergebnissen verschiedener Forscher in Abhängigkeit von h/R und w/R

Kurve	Autor	w/R	R [cm]
1	Camp u. Howe ?		30 ... 92
2	Wagner	2,0	25,4
3	White, Mc Pherson	> 2,0	6 ... 12
4	Lazzari	1,4 u. 0,56	20 u. 50
	Gl. (6)		
5	Koçegura	?	?
6	Skrjuga	1,0	15
7	Roman'ko	1 ... 3	?
8	Helmert	2,0	15
9	Helmert	0,2	15
10	Rehbock	(2,0)	(15)
	Gl. (10)		
11	Rehbock	(h groß)	
	für $h = h_e$		
12	verwendete Kurve		

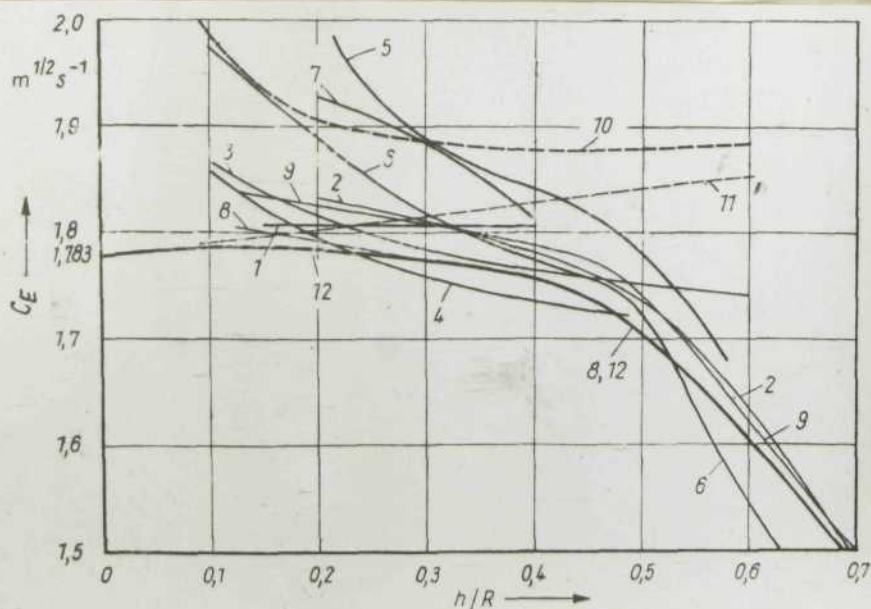


Bild 6

hängigkeit von h/R und w/R dargestellt (Lit. [20] bis [28]). Der Index E bedeutet, daß die Überfallbeiwerte bei einem der Strahlunterfläche des Überfallstrahles am scharfkantigen Kreisüberfall nachgebildeten Profil nur bei der Entwurfsüberfallhöhe gelten. Die relativ große Streuung der Überfallbeiwerte im unteren Bereich von h/R ist sowohl auf Einflüsse der Oberflächenspannung bei kleinen Überfallhöhen als auch auf Meßungenauigkeiten, unterschiedliche Zulaufbedingungen usw. zurückzuführen. Es wird vorgeschlagen, für die Einlaufberechnung zur Sicherheit die an der unteren Grenze liegenden Meßwerte, und zwar Kurve 12 zu verwenden, welche für $h/R = 0$ mit dem Überfallbeiwert nach Rehbock [29] übereinstimmt und sich für $h/R > 0,3$ mit den sehr genau ermittelten Werten von Helmert [28] deckt. Da außer C_E auch die Steighöhe y_0 abhängig ist

Tafel 1: Dimensionslose Koordinaten x/h und y/h der Unterfläche des Überfallstrahles über einen scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfall (nach Skrzjaga für $w/R = 1,0$)

x/h	y/h für $h/R =$						
	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50
0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
0,025	-0,030	-0,029	-0,029	-0,028	-0,027	-0,026	-0,025
0,050	-0,052	-0,050	-0,048	-0,046	-0,044	-0,042	-0,040
0,075	-0,065	-0,061	-0,058	-0,057	-0,055	-0,052	-0,050
0,100	-0,076	-0,072	-0,070	-0,066	-0,063	-0,060	-0,056
0,125	-0,084	-0,080	-0,076	-0,072	-0,067	-0,064	-0,058
0,150	-0,089	-0,084	-0,079	-0,075	-0,070	-0,064	-0,058
0,175	-0,092	-0,087	-0,082	-0,076	-0,070	-0,063	-0,057
0,200	-0,094	-0,087	-0,082	-0,075	-0,067	-0,060	-0,052
0,225	-0,095	-0,081	-0,075	-0,073	-0,065	-0,055	-0,046
0,250	-0,094	-0,084	-0,077	-0,069	-0,060	-0,050	-0,037
0,275	-0,092	-0,081	-0,073	-0,063	-0,054	-0,042	-0,028
0,300	-0,087	-0,076	-0,067	-0,057	-0,046	-0,033	-0,017
0,325	-0,082	-0,071	-0,060	-0,050	-0,037	-0,022	-0,003
0,350	-0,077	-0,065	-0,053	-0,041	-0,028	-0,012	0,011
0,375	-0,070	-0,057	-0,046	-0,032	-0,017	0,000	0,025
0,400	-0,063	-0,049	-0,036	-0,021	-0,004	0,013	0,042
0,425	-0,054	-0,040	-0,026	-0,010	0,008	0,027	0,060
0,450	-0,044	-0,030	-0,016	0,002	0,022	0,043	0,078
0,475	-0,034	-0,019	-0,004	0,014	0,036	0,060	0,099
0,500	-0,025	-0,008	0,009	0,028	0,052	0,078	0,122
0,550	-0,003	0,017	0,036	0,057	0,077	0,117	0,174
0,600	0,023	0,044	0,066	0,089	0,118	0,162	0,233
0,650	0,052	0,074	0,097	0,125	0,159	0,212	0,305
0,700	0,084	0,107	0,132	0,164	0,203	0,272	0,389
0,750	0,118	0,142	0,170	0,207	0,252	0,338	0,489
0,800	0,154	0,180	0,211	0,250	0,307	0,415	0,635
0,850	0,192	0,221	0,256	0,299	0,364	0,500	0,790
0,900	0,233	0,264	0,301	0,352	0,428	0,610	1,080
0,950	0,276	0,310	0,349	0,406	0,498	0,730	
1,000	0,319	0,357	0,398	0,463	0,590	0,910	
1,250	0,590	0,648	0,711	0,832	1,205		
1,500	0,898	0,995	1,115	1,460			
1,750	1,280	1,400	1,633	3,200			
2,000	1,748	1,880	2,400				
2,250	2,290	2,468					
2,500	2,865	3,290					
2,750	3,520	5,035					
3,000	4,285						
3,250	5,230						

von h/R und w/R , wären zur Bestimmung des Einlaufradius R Proberechnungen notwendig. Um diese jedoch zu vermeiden, wurde ein Diagramm entwickelt, das es gestattet, den Einlaufradius R sofort aus h_{0E} und H_{0E} zu ermitteln (Bild 7 auf der nächsten Seite). Der Einfluß der Schwellenhöhe w ist gering und kann vernachlässigt werden [36]. Für die Bestimmung des Einlaufprofils sind von verschiedenen Forschern (z.B. [21], [26]) die Unterflächen der Überfallstrahlen am scharfkantigen Kreisüberfall gemessen worden. In Tafel 1 sind

die dimensionslosen Koordinaten x/h und y/h in Abhängigkeit von h/R für ein unterdruckfreies Profil eingetragen. Das Verhältnis h/R und damit h sind zu berechnen nach Formel 4,

$$h/R = h_0/R (1,126 - 0,13 h_0/R). \quad (4)$$

welche vom Bearbeiter aus Versuchsergebnissen abgeleitet wurde. Beim normalkronigen Einlauf sollte h/R zwischen 0,2 und 0,5 liegen (gestrichelte Linien in Bild 7). Ist $h/R < 0,2$, so entsteht ein sehr flacher, tiefgezogener Einlauf, der die Herstellung des Schachtüberfalles verteuert. Grundsätzlich ist ein normalkroniger Einlauf jedoch für $h/R < 0,2$ ebenfalls möglich, wie auch das Beispiel des Innerste-Schachtüberfalles (Bild 44, Seite 108) mit $h/R \approx 0,1$ zeigt. Der Übergang

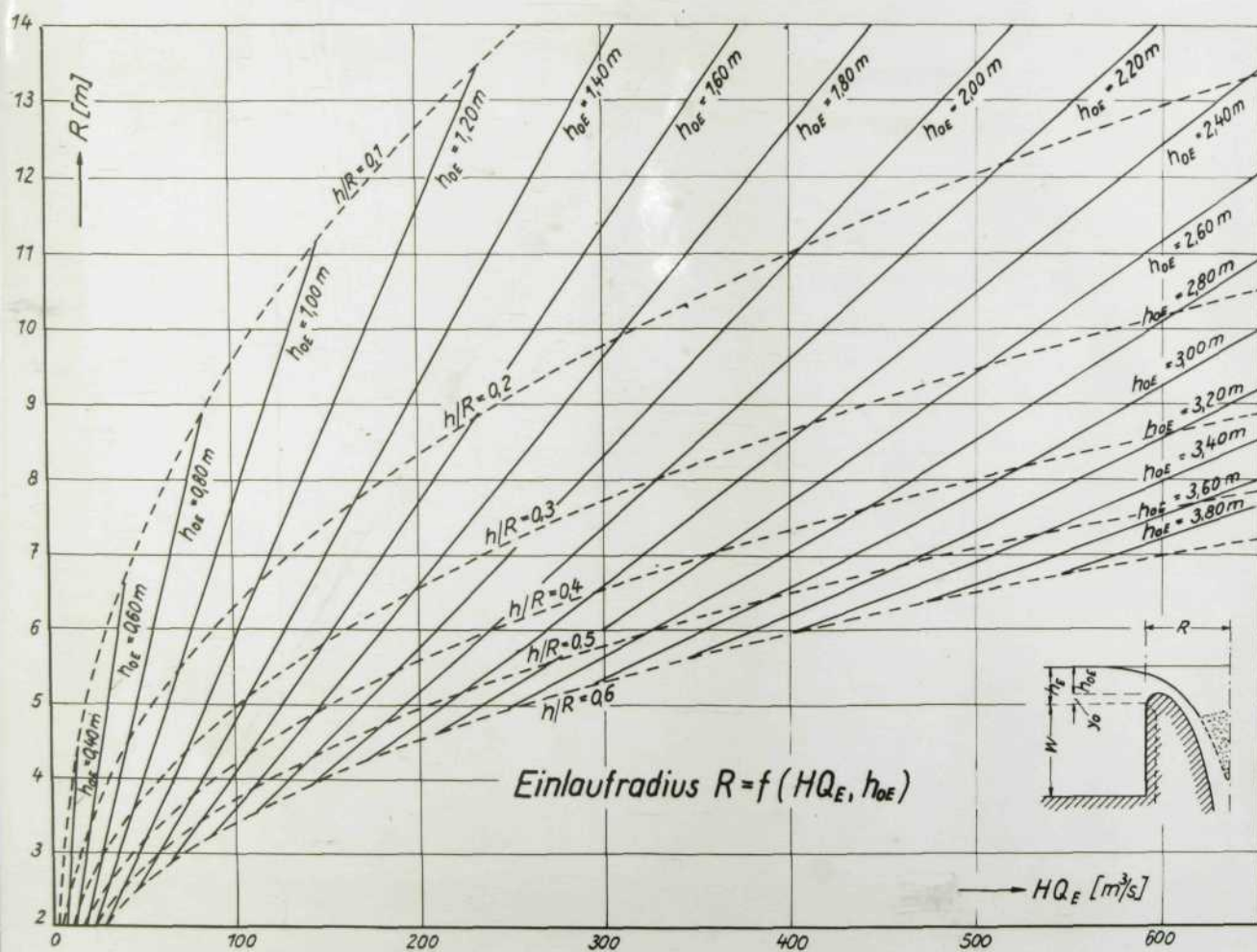


Bild 7: Bestimmung des Einlaufradius' $R = f(HQ_E, h_{0E})$

vom Einlauf zum Fallschacht ist mit einer entsprechenden Ausrundung durchzuführen, was durch zeichnerische Lösung erfolgen kann. Da der Fallschacht für die maximale Leistungsfähigkeit bemessen wird, ist sein Durchmesser meist so groß, daß sich ein Schnittpunkt der Schachtwand mit dem Einlaufprofil ergibt, von dem aus die Ausrundung mit einem Kreisbogen durchgeführt wird. Bei genügend großem Krümmungsradius werden die aus den Zentrifugalkräften entstehenden Unterdrücke klein bleiben. Der beste Übergang des Einlaufprofils ergibt sich, wenn an den Einlauf ein kontinuierlich verengter Fallschacht anschließt, der praktisch eine stetige Weiterführung der Einlaufprofilierung nach unten darstellt. Diese Fallschachtform kommt jedoch infolge bautechnischer Schwierigkeiten meist nicht in Frage (s. Kap. 5.4).

Von besonderem Interesse ist nun, ob ein nach der vorgeschlagenen Methode ausgebildeter Schachteinlauf die an ihn gestellten Anforderungen hinsichtlich der Überfalleistung erfüllt und welcher Einfluß der an den Einlauf anschließende Fallschacht auf die Abflußleistung und die Entstehung von Unterdruck hat. Das soll nachstehend untersucht werden.

4.2 Einfluß der Form des Schachteinlaufes und des Fallschachtes auf den Überfall

Während an scharfkantigen Kreisüberfällen relativ zahlreiche Untersuchungen durchgeführt worden sind, liegen nur sehr wenige direkte Vergleichsuntersuchungen mit entsprechend profilierten Schachteinläufen vor. Das liegt daran, daß die Zahl der veränderlichen Parameter bei einem Schachteinlauf gegenüber einem scharfkantigen Überfall wesentlich größer ist und z.B. für die Bestimmung des Überfallkoeffizienten C in Abhängigkeit von h/R bei verschiedenen Entwurfsverhältnissen h_E/R und entsprechenden veränderlichen Längen des anschließenden Fallschachtes zahlreiche Versuchsreihen notwendig sind. Die aus der Literatur bekannten Vergleichsuntersuchungen sind deshalb nur auf wenige Veränderliche beschränkt.

Skrjaga [26] hat im Anschluß an seine Untersuchungen von kreisförmigen Überfällen einen nach der Strahlunterfläche profilierten Schachteinlauf mit dem Entwurfsverhältnis $h_E/R = 0,35$ untersucht. Ob an den Einlauf ein Fallschacht anschloß, ist nicht bekannt. Er stellte fest, daß auf dem Einlaufrücken im Bereich $0,2 < h/R < 0,4$ keine nennenswerten Abweichungen vom Atmosphärendruck zu spüren waren, während bei einem nach dem bisher üblichen Verfahren der mittleren Stromlinie [16] profilierten Einlauf größere Druckschwankungen auftraten. Der Überfallbeiwert $C = f(h/R)$ kam bei der Entwurfsüberfallhöhe h_E dem Beiwert C_E des scharfkantigen Kreisüberfalles sehr nahe. Er ist nur etwa 3% größer, als nach der unteren Grenzkurve der Überfallbeiwerte des scharfkantigen Kreisüberfalles (Bild 8) zu erwarten war. Lazzari hat, ebenfalls in Ergänzung seiner Untersuchungen an scharfkantigen Kreisüberfällen, Versuche an mehreren

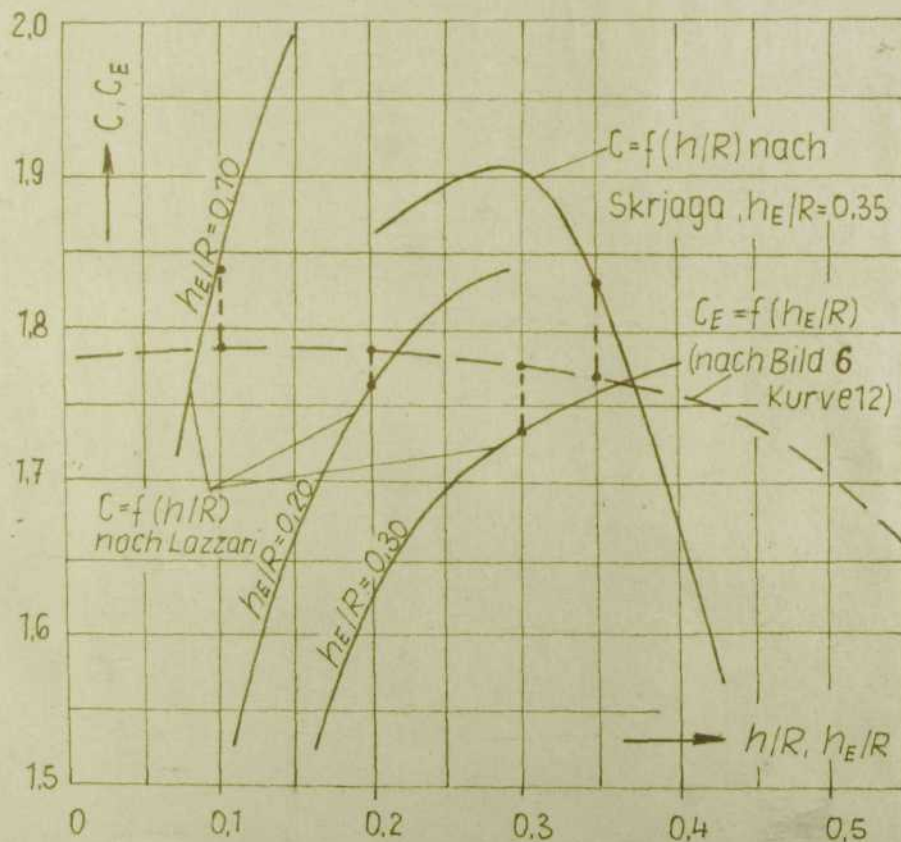


Bild 8 : Überfallbeiwerte normalkröniger Schachteinläufe im Vergleich mit scharfkantigen Kreisüberfällen

normalkronigen Schachteinläufen durchgeführt [24]. Die Einläufe hatten Radien von $R = 20, 25$ und 30 cm und Entwurfsverhältnisse $h_E/R = 0,10, 0,20$ und $0,30$. An jeden Einlauf war ein senkrechter Fallschacht mit Krümmer und Ablaufteil angeschlossen. Die Profile der Einläufe ragten leicht in die Strahlunterfläche des Überfallstrahles am scharfkantigen Kreisüberfall hinein. Dadurch wurde bei allen Überfallhöhen im Bereich $0,4 < h/h_E < 1,5$ positiver Druck auf dem Einlauf Rücken erzeugt. Allerdings ist es wenig sinnvoll, die Gestaltung des Einlaufprofils dermaßen zu verfeinern und das Profil solange zu verbessern, bis kein Unterdruck auf dem Einlauf Rücken mehr auftritt, wenn nicht beachtet wird, daß infolge des an den Einlauf anschließenden Fallschachtes Unterdruck auftritt, der wesentlich größer ist als der Unterdruck, der aus der Profilgestaltung des Einlaufes entstehen kann. Außerdem wird ein geringer Unterdruck vom Beton ohne Schwierigkeit aufgenommen. Es ist daher viel wesentlicher, Maßnahmen zur Verhinderung oder Einschränkung von Unterdruck im Fallschacht zu ergreifen, als die Einlaufgestaltung derart präzisieren zu wollen wie Lazzari. Am Übergang vom Einlauf zum Fallschacht trat bei Lazzaris Versuchen stets erheblicher Unterdruck auf, der von ihm aber nicht beachtet wurde.

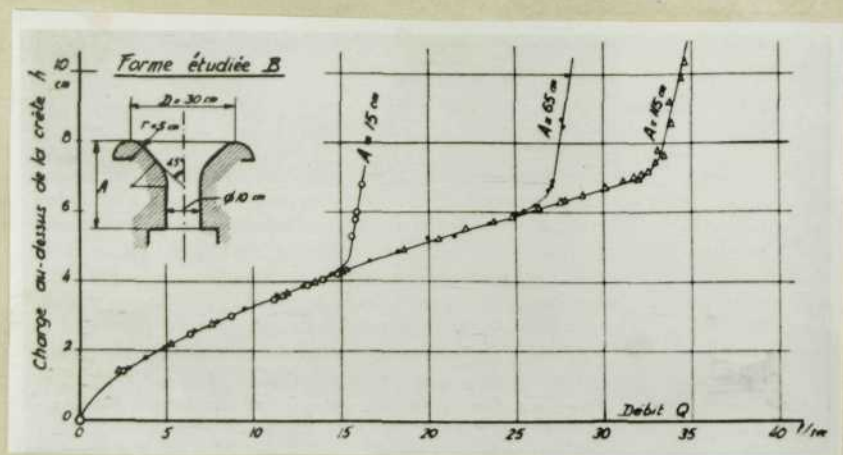
Es zeigt sich, daß dieser Unterdruck in dem von ihm untersuchten Bereich $0,1 < h/R < 0,4$ keinen Einfluß auf die Leistung des Überfalles ausübt. Die auf das Verhältnis h/R umgerechneten Überfallbeiwerte C sind im Bild 8 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß sie bei den entsprechenden Entwurfsverhältnissen mit den Überfallbeiwerten C_E des scharfkantigen Kreisüberfalles gut übereinstimmen. Die Abweichungen betragen maximal 2,8%.

Skrjagas und Lazzaris Untersuchungen zeigen deutlich, daß sowohl die Druckverhältnisse als auch die Überfallbeiwerte eines normalkronigen Schachteinlaufes bei den Entwurfsbedingungen gut mit denen des kreisförmigen, scharfkantigen Überfalles übereinstimmen. Allerdings ist der Verlauf der Kurven $C = f(h/R)$ und damit $C = f(h/h_E)$ unterschiedlich, d.h. es

ist nicht bekannt, wie groß der Überfallbeiwert eines normalkronigen Schachteinlaufes bei Überfallhöhen $h + h_g$, besser $h_o + h_{oi}$ ist. Auf keinen Fall kann der Überfallbeiwert eines Schachteinlaufes als konstant und unabhängig von der Überfallhöhe angesehen werden, wie z.B. bei Mostkow [17].

Dieses Problem ist deshalb bei den eigenen Modellversuchen mit untersucht worden, worauf im Kapitel 7 näher eingegangen wird.

Wird an den Einlauf ein Fallschacht angeschlossen, so entsteht, wie im Kapitel 3.3 dargelegt wurde, bei größeren Abflüssen Unterdruck am Fallschachtanfang. Es interessiert nun, ob sich dieser Unterdruck bis in den Einlauf fortpflanzt und die Abflußleistung des Überfalls beeinflusst. Wie bereits erwähnt, ist bei Lazzaris Untersuchungen keine merkbare Beeinflussung des Überfalles durch die Druckverhältnisse im Fallschacht festzustellen. Die Abflußcharakteristik eines von Gardel [30] untersuchten Schachteinlaufes mit kreisrunder Krone und verschiedenen langen Fallschächten zeigt ebenfalls deutlich, daß die Abflußleistung bzw. der Überfallbeiwert eines Schachteinlaufes von der Fallschachtlänge nicht beeinflusst wird. Die Abflußkurve (Bild 9) hat für alle Fallschachtlängen eine gemeinsame Grundkurve, von der beim Erreichen des Überdeckungsabflusses verschiedene Äste nach oben abzweigen. Das gleiche Bild ergaben die eigenen Versuche.



$$Q = 200 \text{ cm}^3/\text{s}$$

$$h = 7 \text{ cm}$$

$$0.35$$

Bild 9: Abflußcharakteristik eines Schachteinlaufes bei verschiedenen Fallschachtlängen [30]

Auch die Untersuchungen von Kalinske [31] und Marquet [32] an Fallschächten verschiedener Länge zeigen, wenn auch nicht so eindeutig, den gleichen Abflußverlauf. Dort ist bei zunehmender Schachtlänge eine sehr geringe Leistungssteigerung der stumpfkantigen Überfälle zu verzeichnen.

Diese Modellversuche zeigen, daß die Länge des Fallschachtes und der am Fallschachtanfang vorhandene Unterdruck bis zu Abflüssen, die dicht unter Q_u liegen, keinen nennenswerten Einfluß auf die Leistung des Überfalles ausüben. In der Praxis könnte bei größerem Unterdruck im Fallschacht eine geringe Steigerung der Überfalleistung eintreten. Man liegt deshalb bei der Anwendung des angegebenen Berechnungsverfahrens für den Schachteinlauf, das für ein unterdruckfreies Profil gilt, auf der sicheren Seite.

4.3 Maßnahmen zur Verhinderung von Einlaufwirbeln

Zur Vermeidung abflußmindernder Einlaufwirbel werden häufig Leitwände oder Pfeiler auf den Einlauf aufgesetzt. Der Einlaufradius R wird dann etwas größer. Nach Mostkow [17] läßt sich der Einlaufradius R_{pf} unter Berücksichtigung der Pfeiler leicht ableiten zu

$$R_{pf} = \frac{R}{\varepsilon} + \frac{n \cdot S}{2\pi} \quad (6)$$

wobei R = Radius des normalkronigen Einlaufes ohne Pfeiler,

ε = Einschnürungsbeiwert, $\varepsilon \approx 0,90$,

n = Anzahl der Pfeiler, in der Regel 4 bis 8,

S = Pfeilerbreite

Bei der Einlaufprofilierung (Tabelle 1, Gl.4) ist dann mit R_{pf} zu rechnen. Die Hauptursachen für die Entstehung von Einlaufwirbeln sind ungleichmäßige Zuströmung zum Einlauf und Unterdruck am Fallschachtanfang. Die Abnahme der Überfalleistung durch Wirbel am Einlauf kann beträchtlich sein. Bei Modellversuchen wurden Leistungsminderungen bis zu 90% festgestellt [5]. Mois [33] hat im Modell die Entstehung von Einlaufwirbeln bei $h/R > 0,2$ beobachtet. Das bedeutet, daß für den praktischen Anwendungsbereich normalkroniger

Einläufe stets wirbelbehindernde Leitwände notwendig sind. Liegt der Schachtüberfall am Hang, so ist noch die Gestaltung des Hangeinschnittes von Interesse. Allerdings ist die Beeinflussung des Überfalles bei relativ kleinen Anlagen gering, während bei Bauwerken größeren Ausmaßes, wie sie z.B. in der Sowjetunion und den USA vorkommen, auch diesem Problem Beachtung zu schenken ist. Sevko [34] und Mois [33] haben sich ausgiebig mit den Fragen der Zulaufbedingungen und der Gestaltung des Hangeinschnittes befaßt. In der vorliegenden Arbeit wird darauf nicht näher eingegangen. Es ist zu empfehlen, entsprechend den topographischen Verhältnissen an der Sperrstelle möglichst einfache geometrische Formen (z.B. trapezförmiger Einschnitt) zu verwenden. Ausreichende Klarheit wird im Einzelfall der Modellversuch geben können.

5. Gestaltung und hydraulische Berechnung des senkrechten Fallschachtes

5.1 Allgemeines

Die Aufgabe des senkrechten Fallschachtes, der an den Schachteinlauf anschließt, besteht in der störungsfreien und betriebssicheren Abführung des Hochwassers in den Ablaufstollen. Die hydraulisch einwandfreie Funktion dieses Teiles des Schachtüberfalles, in welchem das Wasser nach unten geführt und durch den Krümmer in den horizontalen oder leicht geneigten Ablaufstollen umgelenkt wird, hat bei der hydraulischen Berechnung derartiger Anlagen große Bedeutung.

Bekanntlich tritt bei steilen oder senkrechten Falleitungen, die aus einem Becken gespeist werden, im oberen Bereich Unterdruck auf, der seine Ursache in der Saugwirkung der geschlossenen Leitung hat. Im Kap. 3.3 sind diese Vorgänge bereits allgemein erläutert worden. Der Unterdruck kann den Dampfdruck des Wassers erreichen. Kavitationsschäden an den Schachtwänden und Erschütterungen des gesamten Bauwerkes sind die Folge. Diese für den Bestand und die Betriebssicherheit der Entlastungsanlage gefährlichen Erscheinungen müssen verhindert werden.

Um dies zu gewährleisten, sind besondere Maßnahmen erforderlich, die die konstruktive Gestaltung des senkrechten Fallschachtes grundlegend beeinflussen. Betrachtet man die bisher ausgeführten Schachtüberfälle nach diesem Gesichtspunkt, so ist festzustellen, daß die Maßnahmen zur Verhinderung von Kavitation in senkrechten Fallschächten und damit die konstruktive Gestaltung der Fallschächte sehr verschieden sind. Die Entwicklung ist in den einzelnen Ländern sehr unterschiedliche Wege gegangen, beeinflußt durch topographische und hydrologische Verhältnisse (Fallhöhen, HHQ), durch bautechnische Möglichkeiten (Kosten für Felsaushub usw.), vor allem aber auch durch den jeweils vorhandenen Stand an Erkenntnissen und Forschungsergebnissen und nicht zuletzt durch sehr unterschiedliche Auffassungen der Konstrukteure derartiger Anlagen. So ist es nicht verwunderlich, daß bei den bisher etwa 60 errichteten Schachtüberfällen konstruktiv erhebliche Unterschiede vorhanden sind, die im wesentlichen den senkrechten Fallschacht betreffen.

Die hydraulische Berechnung des Fallschachtes wurde - wenn überhaupt durchgeführt - meist auf einen bestimmten Typ zugeschnitten, so daß ein einheitliches Herangehen an dieses Problem nicht möglich ist.

Der Bearbeiter hat versucht, aus der Fülle des vorhandenen Literaturmaterials über bisher ausgeführte Schachtüberfälle eine systematische Gliederung aller Möglichkeiten der konstruktiven Gestaltung nach dem Gesichtspunkt der Vermeidung von Unterdruck im Fallschacht durchzuführen. Danach kommen folgende Lösungen in Frage:

- a) Der senkrechte Fallschacht wird ohne zusätzliche Einbauten mit konstantem Durchmesser an den Einlauf angeschlossen. Um Unterdruck zu vermeiden, muß der Fallschachtquerschnitt genügend groß bzw. der Bemessungsabfluß Q_B wesentlich kleiner sein als der Überdeckungsabfluß Q_U . Diese Lösung ist die bautechnisch einfachste.

- b) Der senkrechte Fallschacht mit konstantem Durchmesser wird zusätzlich belüftet, um die Kavitationsgefahr zu beseitigen. Bei ausreichender Belüftung werden gleichzeitig Stöße und Erschütterungen abgedämpft, die Überdeckung tritt jedoch eher ein als bei Lösung a.
- c) Im unteren Teil des Fallschachtes wird eine Querschnittseinengung vor dem oder im Krümmer vorgesehen, wodurch ein Aufstau erfolgt. Gleichzeitig wird damit eine bessere Strahlablösung im Krümmer erreicht. Eine Verengung ist jedoch hinsichtlich der bautechnischen Ausführung und der Verstopfungsgefahr nachteilig.
- d) Der senkrechte Fallschacht wird auf seiner gesamten Länge entsprechend der Zunahme der Fallgeschwindigkeit des Wassers kontinuierlich nach unten verengt oder mit einem sog. Übergangsstück versehen. Das ist die hydraulisch beste Lösung, sie hat jedoch die gleichen Nachteile wie Lösung c.
- e) Im Fallschacht wird durch besondere Leitwände im Einlauf eine Spiralbewegung erzeugt, durch die sich das Wasser an die Schachtwände andrückt und in der Mitte ein Luftkern bis zur Überdeckung freibleibt. Dadurch werden Unterdrücke und Schwingungen vermieden, allerdings wird die Überfallleistung eingeschränkt, und im Ablaufstollen entstehen ungünstige Abflußverhältnisse.

Nicht immer lassen sich Schachtüberfälle in dieser Form eingliedern, denn mitunter sind mehrere der genannten Maßnahmen bei einer Anlage angewendet worden.

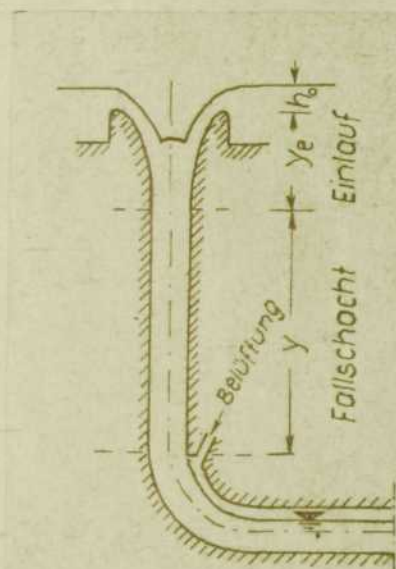
Für die hydraulische Untersuchung dieser Objekte ist die gewählte Gliederung zweckmäßig. Ziel der Untersuchung wird sein, die Vor- und Nachteile für die Anwendung der einzelnen Konstruktionsformen von Fallschächten abzuwägen und physikalisch fundierte Berechnungsgrundsätze zu erarbeiten.

Dabei kommt es darauf an, Aussagen über die Größe der Fließgeschwindigkeit, des Unterdruckes, der Erschütterungen, der Luftmitführung und der maximalen Leistungsfähigkeit des Schachtüberfalles zu treffen.

5.2 Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten

5.21 Definition

Unter einem Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten wird ein derartiger Fallschacht verstanden, der an einen normalkronigen oder anders geformten Einlauf anschließt und mit konstantem Durchmesser bis zum Krümmer führt (Bild 28). Der Querschnitt des Fallschachtes ist kreisförmig.



Der Fallschacht beginnt am Ende der Ausrundung des Einlaufes. Er soll keine Einbauten wie Strahlabweiser und -aufreißer, zusätzliche Belüftungseinrichtungen und Verengungen aufweisen, die hinsichtlich der hydraulischen Wirkungsweise des Fallschachtes als senkrechte, von einem Wasser-Luft-Gemisch durchflossene Druckrohrleitung örtliche Störungen darstellen würden. Dieser Typ des Fallschachtes stellt gegenüber anderen die bautechnisch einfachste Lösung dar.

Bild 10

Für seine Herstellung kann auf der

gesamten Länge Gleitschalung verwendet werden.

Bei den folgenden Untersuchungen wird vorausgesetzt, daß am Ende des senkrechten Fallschachtes Atmosphärendruck herrscht und die Abfluvorgänge im Krümmer und Stollen keinen Einfluß auf die Strömung im Fallschacht ausüben. Diese Annahme ist notwendig, um bei den Untersuchungen die Zahl der Variablen sinnvoll einzuschränken. Sie ist auch gerechtfertigt, da stets angestrebt wird, zur Vermeidung von zu großem Unterdruck an der Krümmerinnenseite Freispiegelabfluß im Krümmer zu erreichen, wodurch am Fallschachtende druckfreie Strömung vorliegt. Durch diese Annahme werden klare und eindeutige Verhältnisse für die Untersuchungen geschaffen.

5.22 Bisherige experimentelle und theoretische Untersuchungen

Die Beispiele von Schachtüberfällen, die einen senkrechten Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten besitzen, sind relativ zahlreich. Es sei nur auf die in letzter Zeit bei uns bzw. in Westdeutschland gebauten Schachtüberfälle an der Ohra- (Bild 1), Riveris- und an der Dhünnvorsperre verwiesen.

Bei den Modellversuchen, die für diese Anlagen durchgeführt wurden, ist den Abfluvorgängen im senkrechten Fallschacht hinsichtlich der Luftmitführung und der Druckverhältnisse nur geringe Bedeutung beigemessen worden. So lag das Hauptaugenmerk der Modellversuche für den Ohra-Schachtüberfall [35] auf der Gestaltung des Einlaufes mit wirbelbehindernden Pfeilern und der Untersuchung der Strömungsverhältnisse und der Energieumwandlung im Tosbecken. Auch bei den Modellversuchen für den Schachtüberfall der Dhünnalsperre [36] sind Messungen der Luftmitführung und des Druckes im Fallschacht unterblieben.

Die bisher umfassendste und gründlichste Untersuchung der Abfluvorgänge in senkrechten Fallschächten mit konstantem Durchmesser hat Sastry [5] durchgeführt. Er hat an zwei Modellschachtüberfällen von 100 mm und 150 mm Durchmesser für die Luftmitführung und die Energieumwandlung entsprechende Kennwerte bestimmt. Eine Untersuchung der Druckverhältnisse im Fallschacht hinsichtlich des zulässigen Unterdruckes und der Kavitationsgefahr ist von ihm jedoch nicht durchgeführt worden. Die im Kapitel 5.2 angestellten Betrachtungen bauen auf Sastrys Untersuchungen auf und bringen einige notwendige Ergänzungen seiner Arbeit.

5.23 Berechnung der praktischen Leistungsgrenze und des Fallschachtquerschnittes

5.231 Überdeckungsabfluß Q_u

Der Abfluß, bei dem der Schachteinlauf eingedeckt wird, ist bei Schachtüberfällen eine der wichtigsten Kenngrößen. Er kennzeichnet die praktische Leistungsfähigkeit des Schachtüberfalles. Sastry gibt für einen Schachtüberfall mit gleichbleibendem Durchmesser des Fallschachtes, Krümmers und

Ablaufstollens nach der Bernoulli-Gleichung für den Überdeckungsabfluß die Formel

$$Q_{\ddot{u}} = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \sqrt{\frac{2g (H + h_{o\ddot{u}})}{\alpha_w + \zeta_e + \lambda_w \cdot L/d}} \quad (7)$$

an, wobei

- d = Durchmesser des Fallschachtes, Krümmers und Ablaufstollens,
- H = geodätischer Höhenunterschied zwischen Überfallkrone und Wasserspiegel am Stollenauslauf,
- $h_{o\ddot{u}}$ = Überfallhöhe beim Überdeckungsabfluß,
- α_w = Geschwindigkeitshöhenausgleichswert des Wassers,
- ζ_e = Verlustbeiwert für den Schachteinlauf bei Überdeckung,
- λ_w = Rohrreibungsbeiwert des Wassers,
- L = gesamte Länge des Schachtüberfalles.

Für den Ohra-Schachtüberfall wird mit Gl. 7 der Überdeckungsdurchfluß zu $Q_{\ddot{u}} = 145 \text{ m}^3/\text{s}$ berechnet. Diese Gleichung ist jedoch nur beschränkt anwendbar, da

1. nicht berücksichtigt wird, daß bei größeren Fallhöhen der Unterdruck am Schachtanfang die Verdampfungsgrenze des Wassers erreicht,
2. Krümmer und Ablaufstollen als voll durchflossene Druckrohrleitung betrachtet werden. Wie noch gezeigt wird, ist im Krümmer und Ablaufstollen Freispiegelströmung zu gewährleisten, da bei $Q \approx Q_{\ddot{u}}$ sonst erhebliche Druckpulsationen und Luftsackbildungen zu erwarten sind.

Formel 7 ist deshalb nur bei geringen Fallhöhen anwendbar sowie im Falle eines bei $Q_{\ddot{u}}$ voll durchflossenen Krümmers und Ablaufstollens.

Wird durch eine eindeutige Strahlablösung am Beginn des Krümmers Freispiegelströmung erzeugt (Bild 10), so ist kein Einfluß von Krümmer und Ablaufstollen auf den Abfluß im Fallschacht vorhanden. Bei der Berechnung des Überdeckungsabflusses ist dann von der Darstellung der Druck- und Energielinie für einen Fallschacht gemäß Bild 11 auszugehen. Der Fallschacht wird senkrecht endend angenommen. Am Fallschachtende herrscht Atmosphärendruck. Zur besseren Veranschaulichung wird der Druck- und Energielinienverlauf in einem Koordinaten-

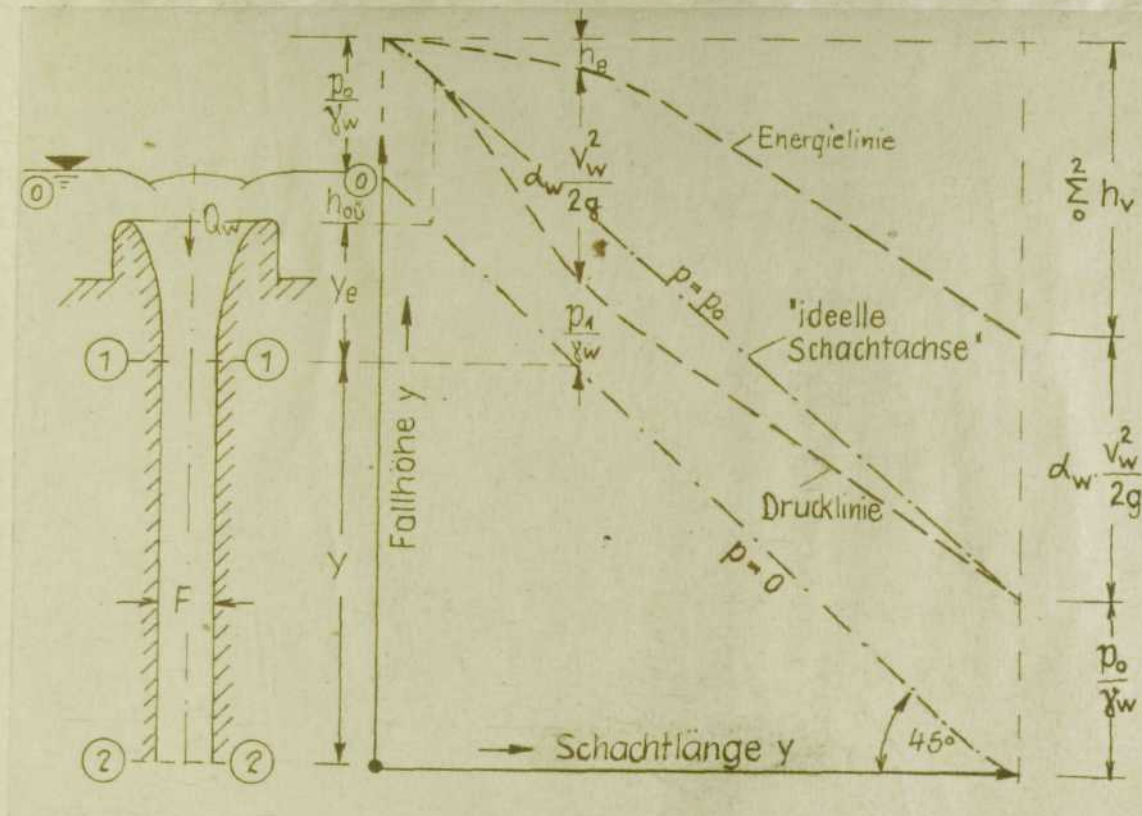


Bild 11: Druck- und Energielinienverlauf bei Überdeckung
system mit der Fallschachtlänge als Abszisse und der geodä-
tischen Höhe als Ordinate dargestellt. Die Energiebeträge
werden von der dadurch entstehenden, unter 45° geneigten
"ideellen Schachtachse" senkrecht abgetragen.
Bleibt zunächst der Druckverlauf unberücksichtigt, so kann
für den Abschnitt (0) - (2) die Bernoulligleichung aufgestellt
werden:

$$\frac{p_0}{\gamma_w} + h_{0ü} + y_e + y = \frac{p_0}{\gamma_w} + \alpha_w \cdot \frac{v_w^2}{2g} + h_v$$

worin y_e = Länge des Schachteinlaufes,
 y = Länge des Fallschachtes,
 $v_w = Q_w / F$ = Fließgeschwindigkeit des Wassers,
 Q_w = Wasserabfluß,
 $F = \pi d^2 / 4$ = Fallschachtquerschnitt,
 $h_v = \sum \zeta_w \cdot \frac{v_w^2}{2g} = \left[\zeta_e + \alpha_w \cdot (y_e + y) / d \right] \cdot \frac{v_w^2}{2g}$ = Ver-
lusthöhe

Die übrigen Bezeichnungen sind die gleichen wie bei Formel 7.
Die Einführung dieser Bezeichnungen und die Auflösung nach
 $Q_w = Q_{ll}$ liefert

$$Q_{ü} = \frac{\lambda d^2}{4} \sqrt{\frac{2g \cdot (h_{oü} + y_e + y)}{\alpha_w + \zeta_e + \lambda_w \cdot (y_e + y)/d}} \quad (8)$$

Diese Formel unterscheidet sich kaum von Gl.7. In ihr ist der Druckverlauf im Fallschacht ebenfalls nicht berücksichtigt; sie ist wie Gl.7 nur für geringe Fallhöhen anwendbar, wo der Unterdruck den Verdampfungsdruck des Wassers nicht erreicht. Für die Modellversuche ist $Q_{ü}$ sehr einfach meßbar und wird als Bezugsgröße für die Auswertung (Extrapolation) der Meßwerte auf das Naturbauwerk benötigt. Diese Form der Auswertung, die von Sastry [5] eingeführt wurde, erweist sich als zweckmäßig. Für das Naturbauwerk wird $Q_{ü}$ als theoretische Größe nach Gl.7 oder 8, je nach Ausbildung des Krümmers und Stollens, berechnet.

5.232 Überdeckungsabfluß Q_{krit} bei Kavitation im Fallschacht

Am Naturbauwerk tritt bei größeren Fallhöhen Kavitation im Fallschacht auf, wenn der Wasserabfluß eine bestimmte Größe erreicht, die mit Q_{krit} bezeichnet werden soll. Dieser kritische Abfluß stellt dann die praktische Leistungsgrenze des Schachtüberfalles dar - vergleichbar mit der Traglast im Stahlbetonbau - und darf nie erreicht werden.

Um den Unterschied zwischen Q_{krit} und $Q_{ü}$ zu veranschaulichen, sind in den Bildern 12a und 12b die Abflußcharakteristiken zweier Schachtüberfälle mit unterschiedlicher Fallschachthöhe dargestellt. Im ersten Falle (Bild 12a) ist die Fallhöhe gering, so daß der maximale Unterdruck und damit Q_{krit}

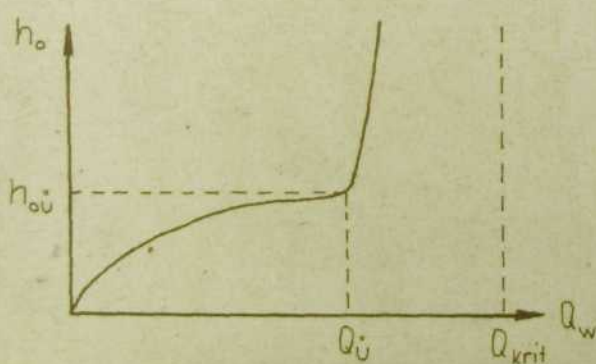


Bild 12a

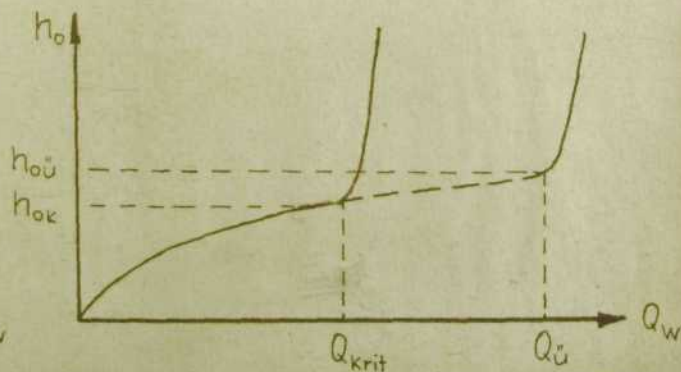


Bild 12b

nicht erreicht wird, was besonders für Modellverhältnisse zutrifft. Bild 12b zeigt dagegen die Abflußkurve eines Schachtüberfalles mit größerer Fallhöhe. Hier ist Q_{krit} die maximale Leistungsgrenze. Eine Steigerung des Abflusses ist bei Erreichen dieses kritischen Wertes praktisch nicht mehr möglich. Die beim Abfluß Q_{krit} auftretenden Erscheinungen erfordern eine eingehende Betrachtung. Die eigenen Modellversuche haben gezeigt, daß in einem Fallschacht konstantem Durchmessers der Unterdruck $(p_0 - p_1)/\gamma_w = \Delta p_1/\gamma_w$ am Fallschachtanfang bei Erhöhung des Durchflusses stetig ansteigt (Anlage 23, Bild 68). Fällt der Druck p_1 bis auf den Wert des Dampfdruckes p_d , so tritt Kavitation auf, d.h. die Strömung reißt ab. Es bilden sich Hohlräume im Wasser, die weiter unten im Bereich höheren Druckes wieder zusammenschlagen und Erosionen im Beton sowie heftige Vibrationen und Geräusche hervorrufen.

Vor Erreichen des kritischen Abflusses wird ein Teil Luft durch die Schachtachse mitgerissen. In der Achse befindet sich eine Schaumkrone (Bild 13a), welche ihre Höhenlage ständig wechselt. Bei Erreichen des Dampfdruckes des Wassers und des kritischen Abflusses wird diese Schaumkrone plötzlich nach oben wandern; der Einlauf wird vom Wasser überdeckt und die

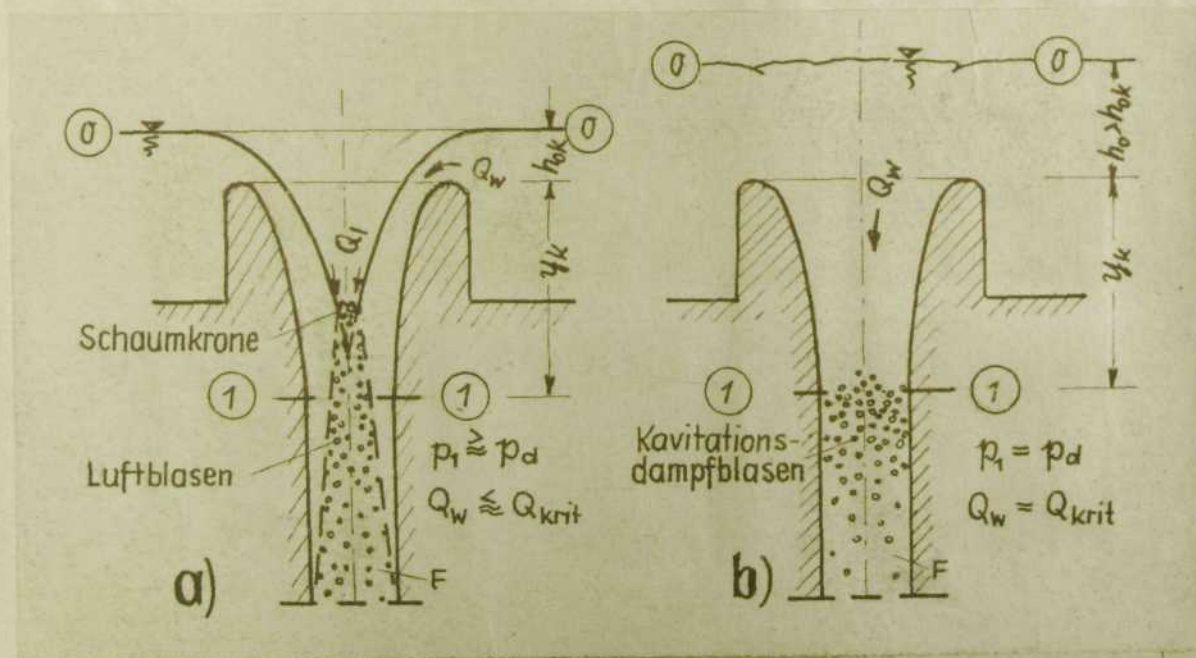


Bild 13: Schachteinlauf kurz vor (a) und nach (b) Erreichen des kritischen Abflusses Q_{krit}

Luftmitführung von oben unterbunden werden (Bild 13b).

Beobachtungen dieses Vorganges liegen bis jetzt nicht vor, da bei Laborversuchen dafür einerseits meist die nötigen Fallhöhen fehlen und andererseits diese Erscheinung bisher nicht in dieser Deutlichkeit erkannt wurde. Dabei ist bemerkenswert, daß für den größten Teil der Schachtüberfälle mit konstantem Durchmesser nicht $Q_{\text{ü}}$, sondern Q_{krit} die praktische Leistungsgrenze darstellt.

Die theoretische Ermittlung von Q_{krit} stößt auf beträchtliche Schwierigkeiten. Geht man von dem zunächst einfacher scheinenden Fall b (Bild 13) aus, so stellt man fest, daß die Energiegleichung für die Schnitte (0) und (1) nicht aufgestellt werden kann, da der Fließquerschnitt des Wassers im Schnitt (1) unbekannt ist. Über das Ausmaß der Bildung der Kavitationsdampfblasen, die den Fließquerschnitt erheblich beeinträchtigen, u.U. sogar voll einnehmen werden, ist keine Aussage möglich.

Deshalb wird untersucht, ob eine Betrachtung des Zustandes kurz vor Erreichen von Q_{krit} (Bild 13a) ein Ergebnis liefert. Die Energiegleichung zwischen Oberwasser und dem Schnitt (1) am Fallschachtanfang ergibt, wenn der geringe Anteil der kinetischen Energie der Luft im Schnitt (1) vernachlässigt wird,

$$\frac{p_0}{\gamma_w} + h_{\text{ok}} + y_k = \frac{p_1}{\gamma_w} + \alpha_w \frac{Q_w^2}{2gF_w^2} + h_{\text{ek}}$$

Darin ist

- p_0 = Atmosphärendruck,
- h_{ok} = Überfallhöhe beim Abfluß Q_{krit} ,
- p_1 = absoluter Druck am Fallschachtanfang, Schnitt (1), als Mindestwert gleich dem Dampfdruck p_d des Wassers,
- α_w = Geschwindigkeitshöhenausgleichswert des Wassers, $\alpha_w = \alpha_k$ bei Q_{krit} ,
- Q_w = Wasserabfluß kurz vor Beginn der Kavitation,
- F_w = der vom Wasser eingenommene Fließquerschnitt,
- $h_{\text{ek}} = \zeta_{\text{ek}} \cdot Q_w^2 / 2gF_w^2$ = Einlaufverlusthöhe bei Q_{krit} ,
- ζ_{ek} = Einlaufverlustbeiwert,

y_k = Fallhöhe bis zum Schnitt (1), wo der größte Unterdruck auftritt.

Mit $Q_w = Q_{krit}$, $\alpha_w = \alpha_k$, $p_1 = p_d$ und damit $(p_o - p_d)/\gamma_w = \Delta p_d/\gamma_w$ wird nun

$$\frac{p_d}{\gamma_w} + h_{ok} + y_k = \frac{Q_{krit}^2}{2gF_w^2}(\alpha_k + \zeta_{ek})$$

und nach Q_{krit} aufgelöst

$$Q_{krit} = F_w \cdot \sqrt{\frac{2g(h_{ok} + y_k + \Delta p_d/\gamma_w)}{\alpha_k + \zeta_{ek}}} \quad (9)$$

Diese Gleichung ist physikalisch fundiert, ihre exakte Auswertung erweist sich jedoch als sehr schwierig, da fast alle darin enthaltenen Größen nicht oder nur sehr überschläglich abgeschätzt werden können.

Die erste Unbekannte ist der Fließquerschnitt $F_w < F$ des Wassers. Wie erwähnt, wird kurz vor Erreichen der Kavitationsgrenze noch ein Teil Luft in der Schachtachse mitgerissen, welche einen entsprechenden Fließquerschnitt benötigt. Die Expansion der Luft infolge des Unterdruckes im Schnitt (1) wird den für die Luftströmung erforderlichen Querschnitt noch erhöhen. Der Luftbedarf ist, wie in Kap. 5.24, Gl. 14, gezeigt wird, abhängig von den geometrischen und hydraulischen Randbedingungen des gesamten Fallschachtes. Die Luft wird durch einen ringförmigen Querschnitt rund um die Schaumkrone vom Unterdruck in den Fallschacht hineingerissen. Die Fließgeschwindigkeit der Luft ist an dieser Stelle wesentlich größer als die des Wassers, jedoch nach einer relativ kurzen Strecke wird sich der ringförmige Tauchstrahl der Luft ausbreiten und abgebremst werden. Die Ursache für die wesentlich größere Luftgeschwindigkeit beim Eintritt liegt im geringeren spezifischen Gewicht der Luft. Bei gleichem Druckgefälle wird bei Luftströmungen gegenüber Wasser eine fast 30-mal größere Geschwindigkeit erzeugt. Es kann aus diesen Gründen über die bei Q_{krit} vom Wasser effektiv benötigte Fläche F_w keine exakte Aussage gemacht werden. Je nach dem Verhält-

nis $Q_{krit}/Q_{ü}$ wird $F_w \approx 0,8 \dots 1,0 F$ betragen ($1,0 F$ bei $Q_{krit} = Q_{ü}$).

Die zweite nicht exakt bestimmbare Größe ist der Geschwindigkeitshöhenausgleichswert α_k . Durch ihn wird die Ungleichmäßigkeit der Geschwindigkeitsverteilung in der Energiegleichung erfaßt. Allgemein ist

$$\alpha = 1 + \frac{3}{v_m^2 \cdot F} \cdot \int_F (\partial v)^2 dF$$

wobei

v_m = mittlere Geschwindigkeit,

F = Fließquerschnitt,

∂v = örtliche Abweichung von v_m .

Der α -Wert ist also bei nicht gleichmäßig verteilter Strömung, was praktisch immer der Fall ist, größer als Eins. Je ungleichmäßiger die Geschwindigkeitsverteilung, umso größer α .

Nach Dubs [37] ist

$$\alpha = \frac{m}{m+3} \cdot \left(\frac{m+1}{m}\right)^3,$$

wobei der Faktor m die Beziehung zwischen mittlerer und maximaler Geschwindigkeit im Querschnitt in der Form

$$v_m = \frac{m}{m+1} \cdot v_{\max}$$

darstellt. Je kleiner m , desto größer α . Im Bild 14 sind 3 verschiedene Geschwindigkeitsprofile in einer Rohrleitung eingetragen. Bei voll ausgebildeter turbulenter Fließbewegung

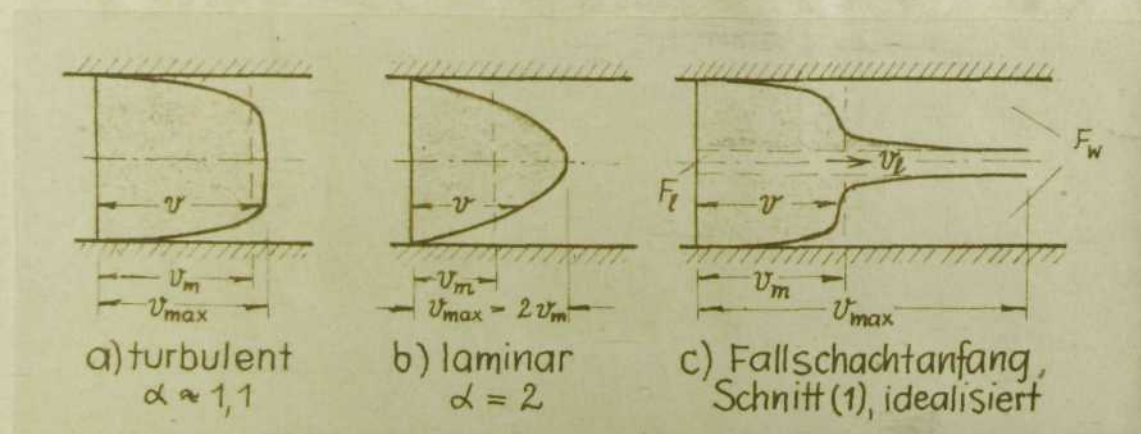


Bild 14: Vergleich verschiedener Geschwindigkeitsprofile in Rohrleitungen

(Bild 14a) weicht v_m nicht allzusehr von v_{max} ab. Der Wert α hat im Mittel die Größe $\alpha = 1,1$. Je glatter die Wand, desto kleiner α . Bei laminarer Fließbewegung (Bild 14b) ist die Geschwindigkeit parabelförmig über den Querschnitt verteilt, wobei $v_m = v_{max}/2$ und $m = 1$; damit ergibt sich $\alpha = 2$. Über die Geschwindigkeitsverteilung am Ende eines Schachteinlaufes (Bild 14c), wo der maximale Unterdruck auftritt, kann quantitativ zunächst nichts ausgesagt werden. Es wurde bereits auf die ungleichmäßige Geschwindigkeitsverteilung, insbesondere die wesentlich größere Luftgeschwindigkeit an der Eintrittsstelle gegenüber der Wassergeschwindigkeit, hingewiesen. Die mit großer Geschwindigkeit eintretende Luft wird das Wasser an der Berührungsfläche beschleunigen und wird selbst abgebremst. Wasser und Luft vermischen sich mit zunehmender Fließstrecke und haben am Ende der Vermischungszone die gleiche Geschwindigkeit, d.h. es ist dort ein homogenes Wasser-Luft-Gemisch entstanden, für das Sastry [5] den Beiwert $\alpha = 1,065$ fand. Der Schnitt (1), wo $p_1 = p_d$ wird, wird aber über dem Ende der Vermischungszone liegen. Dort kann eine sehr ungleichmäßige Geschwindigkeitsverteilung vorliegen, etwa wie sie im Bild 14c angedeutet ist. Es ist deshalb sehr schwierig, den α -Beiwert für den vorliegenden Fall abzuschätzen. Er ist im wesentlichen abhängig von der Lage der Schaumkrone über Schnitt (1), d.h. also der Eindringtiefe des Luft-Tauchstrahles, dem Belüftungsgrad mit der Verteilung der Luft über den Querschnitt (1). Diese Einflüsse sind maßgebend für die Ausbildung des Geschwindigkeitsprofils und können mathematisch noch nicht erfaßt werden. Sicher ist, daß der α -Wert größer als bei einem ungestörten turbulenten Geschwindigkeitsprofil ist. Er wird $\alpha_k = 1,5$ und noch größere Werte erreichen können. Darüber hinaus unklar ist die Lage des Querschnittes (1), wo die Kavitation beginnen würde. Bei den eigenen Versuchen trat der maximale Unterdruck im Fallschacht stets etwas unterhalb des Fallschachtanfanges auf, d.h. es ist $y_k > y_e$. Wo der Schnitt (1) bei Erreichen des Dampfdruckes liegt, kann nicht gesagt werden. Schwierigkeiten bereitet schließlich auch die

genaue Bestimmung des Einlaufverlustbeiwertes ζ_{ek} bei Q_{krit} . Bisherige Modell- oder Naturversuche an Fallschächten des vorliegenden Types, bei denen unter Kavitation entsprechende Verlustbeiwerte bestimmt wurden, sind nicht bekannt. Einen Anhalt geben hier nur die Untersuchungen von Sastry [5], der an zwei Schachtüberfallmodellen von 100 mm und 150 mm Durchmesser und etwa 4 m Fallhöhe den Einlaufverlust ζ_{eg} des Wasser-Luft-Gemisches gemessen hat. Beim Abfluß $Q_{ü}$ im Modell ist danach $\zeta_{eg} = \zeta_e \approx 0,1$ (100 mm-Fallschacht). Bei Abflüssen $Q_w < Q_{ü}$ bzw. bei $Q_w/Q_{ü} < 1$ ist ein beträchtliches Ansteigen der ζ_e -Werte festzustellen. Liegt die Leistungsgrenze Q_{krit} eines Schachtüberfalles größerer Fallhöhe unter dem theoretischen Wert $Q_{ü}$, so stellt Q_{krit} gewissermaßen einen Teilabfluß dar, bei dem der Einlaufverlustbeiwert ζ_{ek} größer sein wird als ζ_e bei $Q_{ü}$. Im Bild 15 sind die Einlaufverlustbeiwerte

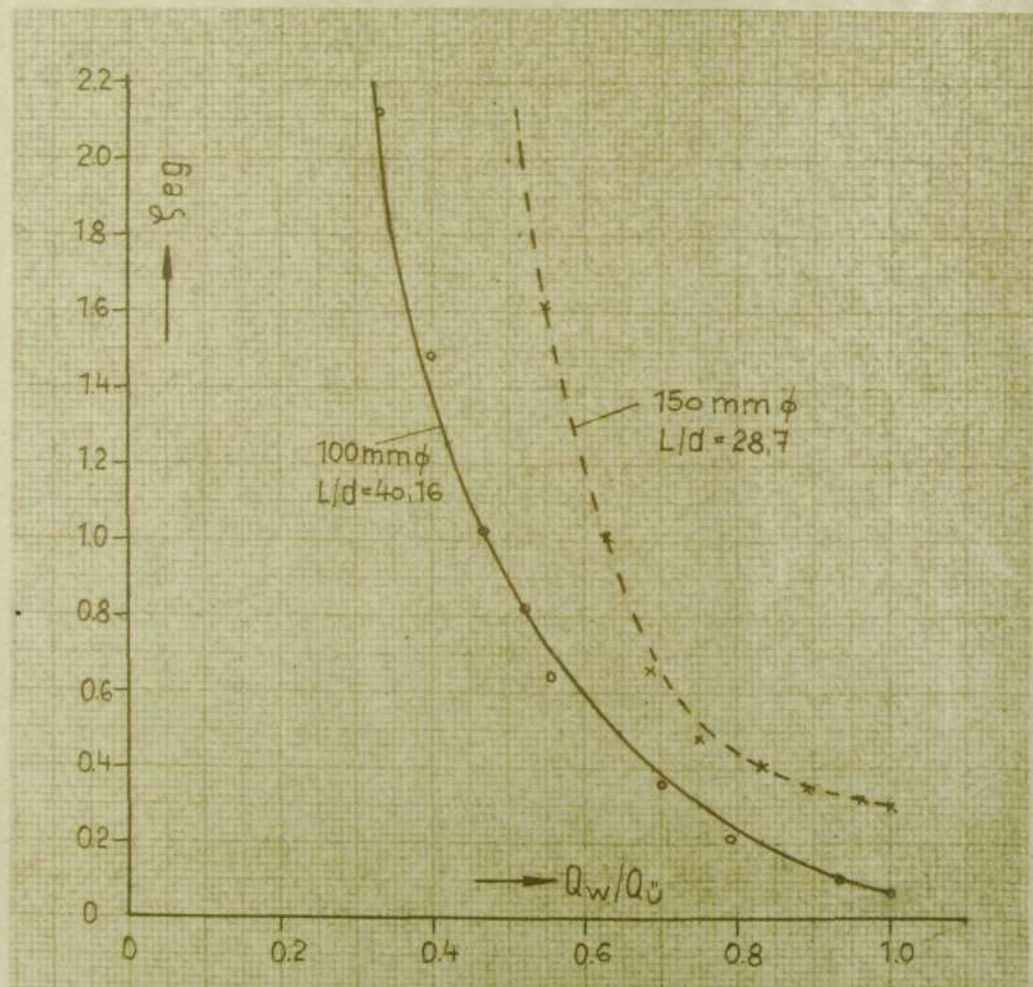


Bild 15: Einlaufverlustbeiwert ζ_{eg} an Fallschächten mit normalkronigen Einläufen nach Modellversuchen (nach Sastry [5])

eingetragen, die Sastry an seinen beiden Modellen gemessen hat. Die Meßwerte an den beiden Fallschächten zeigen Unterschiede von mehr als 100%. Als zuverlässiger sind die Werte für den 100 mm \emptyset -Fallschacht anzusehen, denen relativ genaue Druckmessungen mit Standrohren zugrunde liegen, während die Druckmessungen bei 150 mm \emptyset -Fallschacht mittels Schwachdruckgebe eine relativ große Unsicherheit in sich bergen.

Darüber hinaus ist festzustellen, daß die von Sastry gemessenen "Einlaufverluste" sich bis weit in den Fallschacht hinein auswirken, daß der betrachtete Abschnitt (0) - (1) dagegen erst im Anfangsbereich der Vermischung von Luft und Wasser liegt und die Energieverluste bis zum Schnitt (1) deshalb kleiner sein dürften.

Aus obenstehendem geht hervor, daß zur Berechnung von Q_{krit} nach Gl. 9 die wesentlichsten Größen nur sehr überschläglich abgeschätzt werden können. Es kann deshalb noch kein Anspruch auf große Genauigkeit gestellt werden. Dennoch ist diese Betrachtungsweise geeignet, die praktische Leistungsgrenze eines Schachtüberfalles zutreffender zu charakterisieren, als es mit den Gleichungen 7 und 8 allein möglich ist.

Infolge der Unsicherheiten, mit denen Gl. 9 behaftet ist, wurde versucht, durch Extrapolation der eigenen Versuchsergebnisse eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung von Q_{krit} zu erhalten. Es wurde der maximale Unterdruck an einem Fallschacht von 100 mm \emptyset bei verschiedenen Längen in Abhängigkeit vom Wasserabfluß gemessen und dimensionslos aufgetragen (Bild 68, Anlage 23). Wird nun vom maximal möglichen Unterdruck im Fallschacht ausgegangen, so kann auf diese Weise Q_{krit} abgeschätzt werden. Bei dieser Methode ist es nicht notwendig, die einzelnen Größen F_w , y_k und z_{ek} in Gl. 9 zu ermitteln - sie sind summarisch in den Versuchsergebnissen enthalten (näheres s. Kap. 7.53). Allerdings sind zur Verbesserung dieser Ergebnisse Versuche mit großen Fallhöhen notwendig, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht durchgeführt werden konnten.

5.233 Berechnungsweg mit Beispiel

Bei der Berechnung der praktischen Leistungsgrenze eines Schachtüberfalles mit konstantem Fallschachtdurchmesser ist so vorzugehen, daß sowohl $Q_{ü}$ nach Gl.7 oder 8 (abhängig davon, ob im Krümmer und Ablaufstollen bei $Q_{ü}$ Freispiegelabfluß möglich ist oder nicht) als auch Q_{krit} nach Gl.9 unter Abschätzung der verschiedenen Größen und durch Auswertung der Versuchsergebnisse (Kap.7.53, Anlage 23) ermittelt wird. Zutreffend ist der kleinere Wert von beiden.

Die Berechnung der praktischen Leistungsgrenze eines Schachtüberfalles mit konstantem Fallschachtdurchmesser soll am Beispiel des Ohra-Schachtüberfalles gezeigt werden. Sastry [5] errechnete mit Gl.7 den Überdeckungsabfluß

$$Q_{ü} = 145 \text{ m}^3/\text{s}.$$

Bei diesem Abfluß würde im gesamten Schachtüberfall Druckströmung vorliegen, d.h. Gl.8 kommt nicht zur Anwendung.

Bei der Berechnung von Q_{krit} nach Gl.9 interessiert zunächst die Geometrie des Schachtüberfalles. Nach [39] ist $d = 3,0 \text{ m}$, $y = 30,15 \text{ m}$ und $y_e = 8,86 \text{ m}$. Das Einlaufprofil ist nach den Koordinaten des Überfallstrahls am scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfall gestaltet, d.h. normalkronig. Die Überfallhöhe $h_{ok} \approx 1,20 \text{ m}$ wird geschätzt, ihr Einfluß ist gering. Die praktische Grenze für den Unterdruck $\Delta p_1/\gamma_w$ liegt bei etwa 8 m WS. Eine genauere Ermittlung liefert folgendes: Nach [38] ist

$$\min p_o/\gamma_w = 9,0 - \frac{M}{900} [\text{m WS}], \text{ M in m ü.NN.}$$

Mit $M \approx 500 \text{ m}$ wird

$$\min p_o/\gamma_w = 9,0 - \frac{500}{900} = 8,44 \text{ m WS.}$$

Der Dampfdruck des Wassers bei $T = 10^\circ\text{C}$ beträgt $p_d/\gamma_w = 0,125 \text{ m}$.

Damit wird

$$\Delta p_d/\gamma_w = 8,44 - 0,125 = 8,315 \text{ m WS}$$

Entsprechend den Betrachtungen im vorhergehenden Abschnitt wird unter Berücksichtigung der ungünstigsten Verhältnisse geschätzt:

$$F_w \approx 0,8 F = 0,8 \cdot 7,07 \text{ m}^2 = 5,65 \text{ m}^2,$$

$$y_k \approx y_e = 8,86 \text{ m}, \quad \alpha_k \approx 1,5.$$

Es wird zunächst gewählt: $Q_{\text{krit}} = 70 \text{ m}^3/\text{s}$, d.h. $Q_{\text{krit}}/Q_u \approx 0,5$ und $\zeta_{\text{ek}} \approx 0,9$ nach Bild 15.

Damit wird nach Gl.9

$$Q_{\text{krit}} = 5,65 \cdot \sqrt{\frac{19,62 \cdot (8,86 + 1,20 + 8,315)}{1,5 + 0,9}} = 69,5 \approx 70 \text{ m}^3/\text{s}.$$

Die Auswertung der Versuchsergebnisse (s.Kap.7.53, Seite 135) ergibt für den Ohra-Schachtüberfall

$$Q_{\text{krit}} = 72,5 \text{ m}^3/\text{s},$$

d.h. beide Werte stimmen etwa überein. Damit ist erwiesen, daß die tatsächliche Maximalleistung des Ohra-Schachtüberfalles nur etwa 50% des von Sastry errechneten Wertes beträgt. Die Abschätzung von Q_{krit} bei Schachtüberfällen mit konstantem Fallschachtdurchmesser ist deshalb von großer Bedeutung für die Beurteilung der Sicherheit einer Stauanlage.

5.234 Bemessung des Fallschachtquerschnittes

Aus vorstehendem läßt sich auch der Weg für die Berechnung des Fallschachtquerschnittes eines neu zu errichtenden Schachtüberfalles angeben. Die Auflösung von Gl.9 nach F_w liefert

$$F_w = Q_{\text{krit}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha_k + \zeta_{\text{ek}}}{2g(y_e + h_{\text{ok}} + \Delta p_1/\gamma_w)}} \quad (10)$$

Der Fallschachtquerschnitt ist dann $F = Kd^2/4 = F_w/(0,8 \dots 1,0)$. Die maximale Leistungsfähigkeit Q_{krit} des Schachtüberfalles muß mit ausreichender Sicherheit über dem sonst üblichen Bemessungshochwasser, normalerweise dem HQ₁₀₀₀, liegen, was bereits unter Punkt 3.3 herausgestellt wurde. Ist $Q_u < Q_{\text{krit}}$, so ist F aus Gl.7 bzw. 8 zu berechnen.

Für die Querschnittsgröße des Fallschachtes und des gesamten Schachtüberfalles sind außer den hydraulischen noch andere Gesichtspunkte entscheidend. Aus Gründen der Verstopfungsgefahr durch Schwemmgut (Wildholz, Eisschollen, sperrige, durch das Hochwasser mitgeführte Teile von Gebäuden und Gegenstände usw.)

sollte der Fallschachtdurchmesser bzw. die engste Stelle im Schachtüberfall ein bestimmtes Querschnittsmaß nicht unterschreiten. Sastry hält nach den in der Literatur recht spärlichen Angaben einen Durchmesser von $d = 3 \text{ m}$ für mindestens erforderlich. Eine dogmatische Festlegung scheint jedoch nicht angebracht, vielmehr sollte auf Grund der Eigenarten einer geplanten Stauanlage hinsichtlich der Bebauung und Bewaldung im Oberlauf, der Stärke der aufgetretenen Hochwässer und des von ihnen mitgeführten Schwemmgutes eine Beurteilung von Fall zu Fall vorgenommen werden. Auch ist an die Verwendung von tiefgezogenen, von der Einlaufkante abgerückten Rechen mit relativ großen Stababständen zu denken.

Schließlich ist zu erwähnen, daß bei der Herstellung des Fallschachtes, die meist mit Gleitschalung erfolgt, auch eine entsprechende Baufreiheit für die Unterbringung der Schalungselemente, Geräte und Vorrichtungen im Fallschacht vorhanden sein und deshalb ein bestimmter Minstdurchmesser eingehalten werden sollte.

5.24 Luftabfluß in Schachtmitte bei Teilabflüssen

5.241 Untersuchungen von Sastry

Mit der Berechnung von Q_{krit} bzw. Q_{H} ist die Grenze der Leistungsfähigkeit eines Schachtüberfalles abschätzbar. Um jedoch die Strömungsvorgänge im Fallschacht bei den viel häufigeren Teilabflüssen beurteilen zu können, ist eine Untersuchung der Luftmitführung unerlässlich.

Die Ursachen und die verschiedenen Arten der Luftmitnahme bei senkrechten Fallschächten mit konstantem Durchmesser hat Sastry [5] eingehend ergründet. Die von ihm durchgeführten Untersuchungen gelten für den Fall $Q_{\text{H}} < Q_{\text{krit}}$. Eine Luftmitnahme durch den Fallschacht erfolgt nur bei nichtüberdecktem Einlauf (Bereich A, Bild 6). Die Luft wird in der Achse des Fallschachtes mitgerissen. Dabei sind zwei verschiedene Abflußzustände zu unterscheiden.

Der Zustand I kennzeichnet die druckfreie Strömung im Fallschacht. Es hat noch keine Vereinigung der Überfallstrahlen

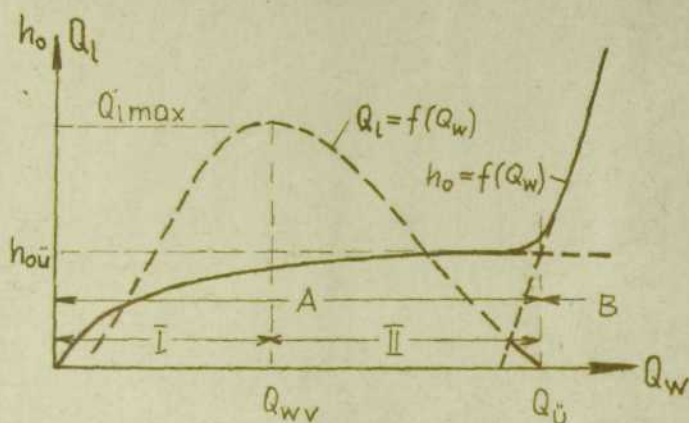


Bild 16: Überfallhöhe h_o und Luftabfluß Q_l als Funktion des Wasserabflusses Q_w

stattgefunden. Das Wasser fließt an der senkrechten Schachtwand herab, vergleichbar mit einer Schußrinne mit in der Mitte vorhandener freier Oberfläche. Durch das Herauslösen von Wasserteilchen aus der Strömung wird Luft mit nach unten gerissen. Der herabstürzende Strahl zerfällt im senkrechten Fallschacht und reißt die

ihn umgebende Luft mit, die durch den noch freien Kern am Fallschachtanfang nachfließt.

Bei Zunahme des Wasserabflusses wird die in Schachtmitte verbliebene Luftöffnung immer kleiner und ist schließlich nicht mehr erkennbar. Es ist die sog. Strahlvereinigung erreicht, die bei dem Wasserabfluß Q_{wv} beginnt (Zustand II). Am Fallschachtanfang bildet sich Unterdruck aus, der die Luft mit hoher Geschwindigkeit durch den Einlaufkern hindurchreißt. Der Vorgang ist durch stark schlürfende Geräusche gekennzeichnet, die mit heftigen Vibrationen verbunden sind. Der Luftabfluß ist nach Sastrys Messungen bei der Strahlvereinigung am größten und nimmt mit wachsendem Wasserabfluß gleichmäßig ab, um beim Überdeckungsdurchfluß - wirbelfreie Zuströmung vorausgesetzt - völlig aufzuhören.

Sastry hat die Luftmitführung an zwei Schachtüberfallmodellen von 100 mm \varnothing und 150 \varnothing gemessen. Die Messung erfolgte nach drei verschiedenen Methoden: mit γ -Strahlung, volumetrisch mittels eines Behälters am Ende des Schachtüberfalles sowie mit einer Viertelkreisdüse. Die besten Ergebnisse wurden mit den letztgenannten zwei Methoden erzielt, während die Messung mit γ -Strahlung eine relativ große Streuung aufwies. Das Ergebnis seiner Messungen ist in dem folgenden Diagramm (Bild 17) eingetragen, in welchem der durch den Faktor

$$\beta = Q_l / Q_w$$

(11)

(Q_l = Luftabfluß [l/s], Q_w = Wasserabfluß [l/s]) ausgedrückte Belüftungsgrad in Abhängigkeit von Q_w/Q_l dargestellt ist. Diese Schreibweise für die Luftmitführung hat sich international eingebürgert. Die Beziehung von β auf das dimensionslose Abflußverhältnis Q_w/Q_l erweist sich als zweckmäßig, da Q_l nach Formel 7 oder 8 stets eine recht genau bestimmbare Größe darstellt. Für die Praxis hat Q_l zwar nur theoretische Bedeutung, ist aber für die Übertragung der Modellergebnisse auf die Natur als Bezugsgröße gut geeignet. Im Bild 17 ist darüber hinaus

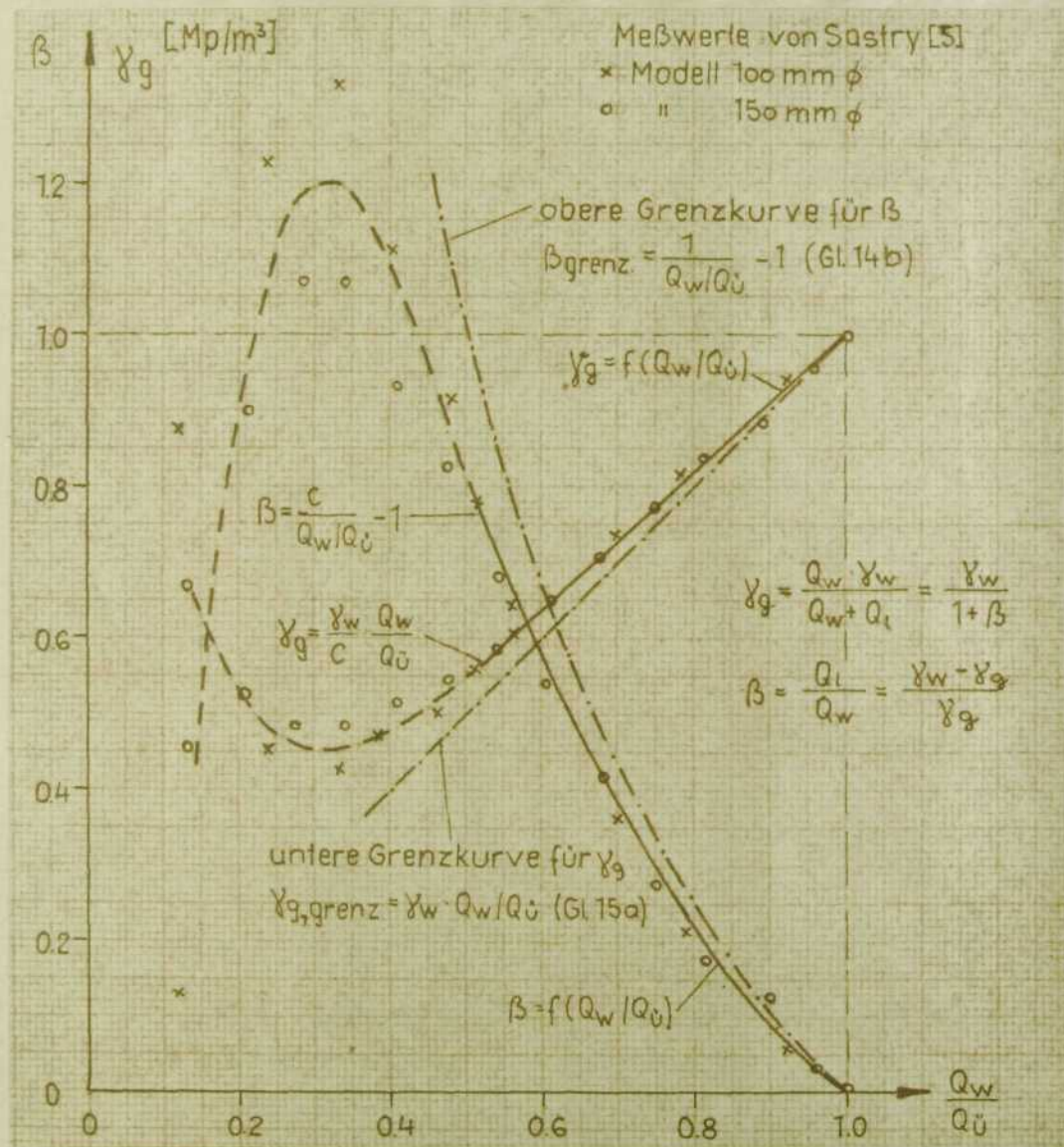


Bild 17: Abhängigkeit des Belüftungsgrades β und des spezifischen Gewichtes γ_g von Q_w/Q_l

das spezifische Gewicht γ_g des Wasser-Luft-Gemisches [5]

$$\gamma_g = \frac{\gamma_w \cdot Q_w + \gamma_l \cdot Q_l}{Q_w + Q_l} = \frac{\gamma_w \cdot Q_w}{Q_w + Q_l} = \frac{\gamma_w}{1 + \beta} \quad (12)$$

dargestellt, wobei γ_w, γ_l die spezifischen Gewichte des Wassers bzw. der Luft bedeuten. Es ist zu erkennen, daß die an den beiden geometrisch nicht ähnlichen Modellen gemessenen Werte beim Abflußzustand II (Druckströmung) auf einer Kurve liegen, während im Zustand I größere Unterschiede auftreten. Für die Bestimmung der Luftaufnahme im Zustand II stellt das angegebene Diagramm einen guten Anhalt dar.

5.242 Theoretischer Ansatz für die Luftmitführung

Eine theoretische Untersuchung über die Größe der Luftmitführung hat Sastry nicht durchgeführt. Wie im folgenden gezeigt wird, läßt sich die Funktion β bzw. $\gamma_g = f(Q_w/Q_{li})$ ohne Schwierigkeiten ableiten.

Der Abflußvorgang eines Fallschachtes im Abflußbereich A, d.h. beim Abfluß eines Wasser-Luft-Gemisches durch den Fallschacht, wird an Hand von Bild 18 untersucht. Die Bernoulli-

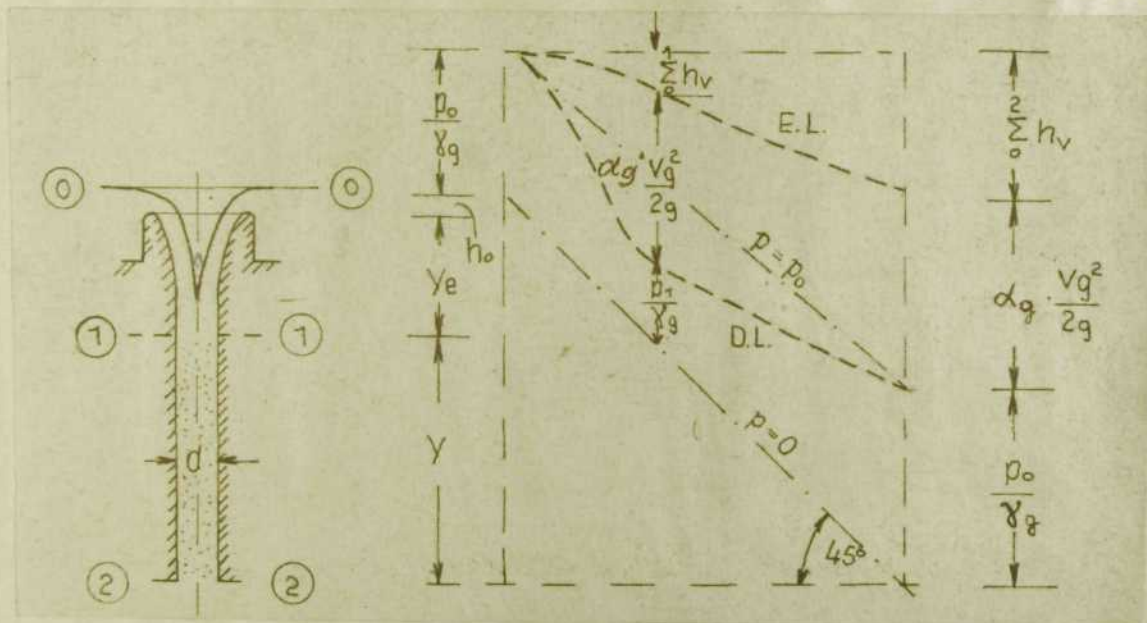


Bild 18: Druck- und Energielinienverlauf bei Teilabflüssen (Bereich A)

Gleichung für den Abschnitt (0) - (2) lautet für die Strömung des Wasser-Luft-Gemisches

$$y + y_e + h_o + \frac{p_o}{\gamma_g} = \frac{p_o}{\gamma_g} + \alpha_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} + \sum_0^2 h_v$$

Mit $v_g = (Q_w + Q_l)/F = Q_w(1+\beta)/F$ und $\sum_0^2 h_v = \sum_0^2 \zeta_g \cdot v_g^2/2g$ wird

$$y + y_e + h_o = \frac{Q_w^2(1+\beta)^2}{2gF^2} \left(\alpha_g + \sum_0^2 \zeta_g \right)$$

und schließlich mit $F = \pi d^2/4$ und $\sum_0^2 \zeta_g = \zeta_{eg} + \lambda_g(y+y_e)/d$

$$Q_w + Q_e = Q_w(1+\beta) = \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{\frac{2g(y+y_e+h_0)}{\alpha_g + \zeta_{eg} + \lambda_g(y+y_e)/d}} \quad (13)$$

Darin bedeuten

α_g = Geschwindigkeitshöhenausgleichsbeiwert des Wasser-Luft-Gemisches, in erster Näherung $\alpha_g \approx 1,0$,

ζ_{eg} = "Einlaufverlustbeiwert" des Wasser-Luft-Gemisches nach Bild 15

λ_g = Rohrreibungsbeiwert des Wasser-Luft-Gemisches, nach Sastry

Dividiert man Gl. 13 durch den theoretischen Wert $Q_{ü}$ nach Gl. 8, so ergibt sich

$$\frac{Q_w(1+\beta)}{Q_{ü}} = \sqrt{\frac{y+y_e+h_0}{y+y_e+h_{0ü}}} \cdot \frac{\alpha_w + \zeta_e + \lambda_w(y+y_e)/d}{\alpha_g + \zeta_{eg} + \lambda_g(y+y_e)/d}$$

und, nach β aufgelöst,

$$\beta = \frac{Q_{ü}}{Q_w} \cdot \sqrt{\frac{y+y_e+h_0}{y+y_e+h_{0ü}}} \cdot \frac{\alpha_w + \zeta_e + \lambda_w(y+y_e)/d}{\alpha_g + \zeta_{eg} + \lambda_g(y+y_e)/d} - 1 \quad (14)$$

Damit ist die Beziehung $\beta = f(Q_w/Q_{ü})$ gefunden, mit deren Hilfe der von Sastry gemessene Belüftungsgrad interpretiert werden kann. Sie gilt jedoch nur, wenn im Fallschacht keine Kavitation auftritt, d.h. wenn y klein bzw. $Q_{ü} < Q_{krit}$ ist. Außerdem ist der Einfluß der Volumenexpansion der Luft vernachlässigt.

Der Wurzelausdruck auf der rechten Seite der Gl. 14 stellt einen Abminderungsfaktor dar, der mit c bezeichnet werden soll, d.h. es ist

$$\beta = \frac{Q_{ü}}{Q_w} \cdot c - 1 \quad (14a)$$

Der Faktor c wird vorwiegend durch das Verhältnis der Energieverluste beim Durchfluß reinen Wassers ($Q_{ü}$) und beim Durchfluß eines Wasser-Luft-Gemisches (bei Teilabflüssen) beeinflusst.

Er hat für $Q_w/Q_{ü} = 1$, d.h. beim Überdeckungsdurchfluß, bei dem

keine Luft mehr mitfließt, die Größe $c = 1,0$. Für $Q_w/Q_{ü} < 1$ ist $c < 1,0$, da beim Abfluß eines Wasser-Luft-Gemisches der sog. Einlaufverlustbeiwert ζ_{eg} größer ist als bei reinem Wasser (Bild 14) und dieser vor allem die Verluste aus der Vermischung von Wasser und Luft berücksichtigt. Im Bild 19 ist der c -Beiwert als Funktion von $Q_w/Q_{ü}$ nach entsprechender

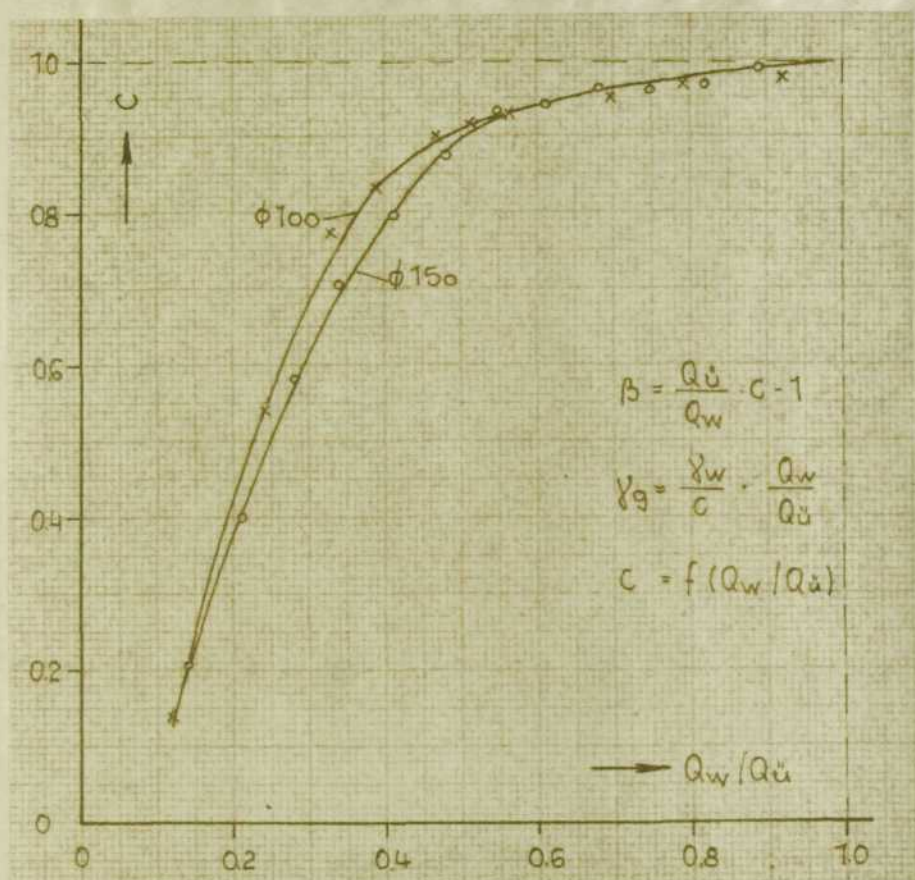


Bild 19: c -Beiwert als Funktion von $Q_w/Q_{ü}$ nach Auswertung der Modellversuche von Sastry

Auswertung der Meßergebnisse von Sastry aufgetragen. Es ist erkennbar, daß der c -Wert für den Bereich $0,5 < Q_w/Q_{ü} < 1$ nur wenig von Eins verschieden ist. Erst im unteren Bereich von $Q_w/Q_{ü}$ fällt er stark ab. Das ist darauf zurückzuführen, daß in diesem Bereich (Zustand I) ein völlig anderer Abflußvorgang, und zwar Freispiegel- bzw. drucklose Strömung, vorliegt, während im Zustand II und bei Überdeckung Druckströmung vorhanden ist.

Wird im Zustand II als Näherung $c = 1,0$ gesetzt, so erhalten wir die einfache Gleichung

$$\beta_{\text{grenz}} = Q_{ü}/Q_w - 1, \quad (14b)$$

was nichts anderes bedeutet, als daß

$$Q_w + Q_l = Q_{ii} \quad (14c)$$

wäre. Gl. 14 b ist im Bild 17 im Vergleich zu den von Sastry gemessenen Werten eingetragen. Diese Kurve stellt den theoretischen Grenzwert für die Funktion $\beta = f(Q_w/Q_{ii})$ dar. Es ist zu erkennen, daß im Zustand II die gemessenen Werte recht nahe an der Grenzkurve liegen und den gleichen Verlauf wie diese zeigen. Ihr Anwendungsbereich ist jedoch, wie bereits erwähnt, auf kleine Fallhöhen y bzw. $Q_{ii} < Q_{krit}$ begrenzt.

Für die Wichte γ_g des Wasser-Luft-Gemisches kann eine ähnliche Betrachtung durchgeführt werden. Es ist unter Verwendung der Gleichungen 12 und 14a

$$\gamma_g \approx \gamma_w \cdot \frac{1}{1+\beta} = \frac{\gamma_w}{c} \cdot \frac{Q_w}{Q_{ii}} \quad (15)$$

und mit $c = 1$

$$\gamma_{g, \text{granz}} = \gamma_w \cdot Q_w / Q_{ii} \quad (15a)$$

Diese Gleichung stellt in dem Diagramm Bild 17 eine unter 45° geneigte Gerade dar, die sich bei $Q_w/Q_{ii} = 1$ asymptotisch der tatsächlichen Kurve anschmiegt. Sie bildet die untere Grenzkurve für γ_g .

Die vorangegangene Untersuchung erlaubt es, einen Schluß hinsichtlich der Übertragbarkeit der Modellergebnisse auf den Prototyp zu ziehen. Die abgeleiteten Kurven 14b und 15a sind Grenzkurven, die auch am Prototyp nicht überschritten werden können. Da Sastrys Meßwerte im Zustand II bereits sehr nahe an diesen Grenzkurven liegen, wird die Luftmitführung am Prototyp nicht größer sein als den Versuchskurven entsprechend. Es ist zu vermuten, daß der Luftabfluß am Prototyp kleiner ist als nach Umrechnung der Modellversuche. Das ist dadurch zu erklären, daß infolge des Unterdruckes und der Volumenexpansion der Luft die Fließgeschwindigkeit im Fallschacht und damit die Energieverluste Σh_v des Wasser-Luft-Gemisches größer werden, wodurch bei gleicher vorhandener Energie der Wasserströmung weniger Luft mitfließen kann. Im Kap. 5.252 wird ausführlich darauf eingegangen.

Damit ist es möglich, den Gesamtabfluß $Q_w + Q_1$ und daraus die Fließgeschwindigkeit v_g am Ende des Fallschachtes zu berechnen, die die Voraussetzung für die Berechnung der Strömungsverhältnisse im Krümmer und Ablaufstollen darstellt. Im Zustand I genügt es, c nach Bild 19 überschläglich zu ermitteln und damit β , Q_1 und v_g zu berechnen.

5.25 Größe des Unterdruckes am Fallschachtanfang

Die Ermittlung des am Fallschachtanfang auftretenden Unterdruckes ist von entscheidender Bedeutung für die Beurteilung der Sicherheit eines Schachtüberfalles gegenüber der Gefahr von Kavitation, Erosionen und Schwingungen. Die Richtlinien DIN 19700 verlangen, daß bei Hochwasserentlastungsanlagen Unterdruck vermieden wird. Es ist deshalb zu untersuchen, ob, wann und in welcher Größe Unterdruck bei einem Schachtüberfall mit konstantem Fallschachtdurchmesser auftritt. Sastry hat bei den von ihm untersuchten Modellen den Unterdruck zwar gemessen, aber keine Auswertung hinsichtlich der genannten Probleme vorgenommen. Im folgenden wird daher eine theoretische Betrachtung zur Größe des Unterdruckes am Fallschachtanfang durchgeführt, die später durch die Modellversuche ergänzt wird.

5.251 Größe des Unterdruckes bei Vernachlässigung der Volumenexpansion der Luft

Bei der Bestimmung der Größe des Unterdruckes am Fallschachtanfang wird ausgegangen vom Druck- und Energielinienverlauf eines Fallschachtes bei Teilabflüssen (Bild 18). Während im Abflußzustand I vor der Strahlvereinigung druckfreie Strömung im Fallschacht herrscht, entsteht im Zustand II Unterdruck am Fallschachtanfang, der mit zunehmendem Abfluß wächst.

Die Bernoulli-Gleichung für den Abschnitt (1) - (2) (Bild 18) lautet

$$y + \frac{p_1}{\gamma_q} + \alpha_1 \frac{v_q^2}{2g} + \sum_0^1 h_{wv} = \frac{p_0}{\gamma_q} + \alpha_q \frac{v_q^2}{2g} + \sum_0^2 h_{wv} \quad (16)$$

Zunächst wird angenommen, daß die Fließgeschwindigkeit des Wasser-Luft-Gemisches in beiden Schnitten gleich sei, d.h. die Volumenexpansion der Luft wird vernachlässigt. Ferner wird gleichmäßige Druckverteilung über den gesamten Querschnitt vorausgesetzt. Die Größe des Unterdruckes in Wasser-Luft-Gemischssäule kann nun geschrieben werden

$$\frac{p_0 - p_1}{\gamma_g} = \frac{\Delta p_1}{\gamma_g} = y - \sum_1^2 h_v$$

bzw. nach Einsetzen der einzelnen Werte für h_v

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_g} = y - \frac{(Q_w + Q_l)^2}{2gF^2} \cdot \sum_1^2 \zeta_g$$

Werden $\beta = Q_l/Q_w$ und $\gamma_g = \gamma_w/(1 + \beta)$ sowie zur Vereinfachung der Schreibweise $h_w = Q_w^2/2gF^2$ eingeführt und nach der Unterdruckgröße in [m WS] aufgelöst, ergibt sich nach entsprechender Umformung

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = \frac{y}{1 + \beta} - h_w(1 + \beta) \cdot \sum_1^2 \zeta_g \quad (17)$$

Ähnlich wie bei Gl. 14 für den Belüftungsgrad β soll $\Delta p_1/\gamma_w$ in Abhängigkeit von Q_w/Q_{li} dargestellt werden. Um auch den Unterdruck dimensionslos auszudrücken, ist es zweckmäßig, ihn auf die Fallschachtlänge y zu beziehen. Wird nun in Gl. 17 β nach Gl. 14 und Q_{li} nach Gl. 8 eingeführt, so erhält man nach entsprechender Umformung die dimensionslose Größe

$$p_1^* = \frac{\Delta p_1}{\gamma_w \cdot y} = \frac{Q_w}{Q_{li}^2} \cdot \frac{1}{c} \cdot \left[1 - \frac{y + y_e + h_0}{y} \cdot \frac{\sum_1^2 \zeta_g}{\alpha_g + \sum_0^2 \zeta_g} \right] \quad (18)$$

worin c = der in Gl. 14 enthaltene Wurzelausdruck, für Sastrys Versuchsschächte in Bild 9 dargestellt,

$\sum \zeta_g$ = Summe der Verlustbeiwerte bei der Strömung des Wasser-Luft-Gemisches zwischen den entsprechenden Abschnitten.

Die weiteren Bezeichnungen s. unter Punkt 5.24.

Die Gleichung 18 gilt wiederum unter der Bedingung $Q_{ii} < Q_{krit}$. Die Kurve $p_1^* = f(Q_w/Q_{ii})$ hat einen sehr interessanten Verlauf. Auf den ersten Blick scheint es eine Gerade mit einer Steigung entsprechend dem Faktor von Q_w/Q_{ii} zu sein. Jedoch sind die Beiwerte c und ξ_{eg} (und damit $\Sigma \xi_g$) ebenfalls von Q_w/Q_{ii} abhängig, wie aus den Bildern 15 und 19 hervorgeht. Eine Betrachtung zum Druckverlauf in den beiden Abflußzuständen I und II ergibt: Im Zustand I ist der Druckverlauf mit Gl. 18 nicht abzuschätzen. Da ξ_{eg} mit $Q_w \rightarrow 0$ stark ansteigt (Bild 15), wird der Klammerausdruck für $Q_w = 0$ zu Null. Andererseits wird für $Q_w \rightarrow 0$ der Wert c zu Null (Bild 19), so daß der gesamte Beiwert bei $Q_w/Q_{ii} \rightarrow 0$ unbestimmt ist. Anschauungsgemäß ist die Strömung im Zustand I aber drucklos, d.h. der Beiwert von Q_w/Q_{ii} muß Null sein.

Im Zustand II dagegen ist $c \approx 1,0$, und der Klammerausdruck wird, da ξ_{eg} mit $Q_w \rightarrow Q_{ii}$ immer kleiner wird, letztlich einen konstanten Wert annehmen, d.h. die Kurve einen annähernd linearen Anstieg zeigen.

Die Auswertung der eigenen und der Modellversuche von Sastry ergibt eine sehr markante Kurve $p_1^* = f(Q_w/Q_{ii})$ (Anlage 23). Im Kapitel 7 wird näher darauf eingegangen. Mit den Versuchsergebnissen ist es möglich, die Größe des Unterdruckes am Fallschachtanfang in Abhängigkeit vom Wasserabfluß zu bestimmen.

Für die Übertragung der Versuchsergebnisse auf natürliche Verhältnisse interessiert besonders der Einfluß der Volumenexpansion der Luft. Er soll im folgenden untersucht werden.

5.252 Größe des Unterdruckes unter Berücksichtigung der Volumenexpansion der Luft

Infolge des Unterdruckes im Fallschacht wird die im Zustand II mitgeführte Luft expandiert. Das bedeutet, daß die Fließgeschwindigkeit am Fallschachtanfang größer ist als am Ende, wo Atmosphärendruck herrscht. Die Anschauung zeigt, daß die Luft am Fallschachtanfang mit sehr großer Geschwindigkeit in Schachtmitte mitgerissen wird, was mit den bereits erwähnten stark schlüpfenden Geräuschen begleitet ist. Der Unterschied zwischen der Fließgeschwindigkeit der Luft und des Wassers ist am Fallschachtanfang beträchtlich. Erst nach einer bestimmten Fließstrecke breitet sich die Luft über den gesamten Querschnitt aus,

es entsteht ein homogenes Wasser-Luft-Gemisch.

Um bei der Bestimmung der Größe des Unterdruckes unter Berücksichtigung der Volumenexpansion einen brauchbaren Ansatz zu finden, muß von gleichen Fließgeschwindigkeiten und homogener Verteilung von Wasser und Luft über den Fließquerschnitt ausgegangen werden.

Die Grundlagen für die Anwendung der Energiegleichung bei Wasser-Luft-Gemischen unter Berücksichtigung der Kompressibilität der Luft sind bereits in einer früheren Forschungsarbeit [39] enthalten. Nachstehend werden diese Ergebnisse für den senkrechten Fallschacht im Fließzustand angewandt.

Für einen Fallschacht gemäß Bild 18 wird von der differentialen Schreibweise der Energiegleichung ausgegangen:

$$dy + \frac{dp}{\gamma} + \frac{v dv}{g} + dh_v = 0 \quad (19)$$

Darin sind γ , v und h_v die über die Fallschachtlänge veränderliche Wichte, Fließgeschwindigkeit und Energieverluste des Wasser-Luft-Gemisches. Es wird angenommen, daß die Luft dem isothermen Verdichtungsgesetz

$$Q_1 \cdot p = \text{const} \quad (20)$$

gehört. Die Integration liefert nach entsprechenden Umformungen mit $\beta = Q_1 / Q_w$ und $\alpha_{g1} \approx \alpha_{g2} \approx 1,0$ folgende Energiebeträge:

Lageenergie:

$$\int_1^2 dy = y_2 - y_1 = -y$$

Druckenergie:

$$\int_1^2 \frac{dp}{\gamma_g} = \int_1^2 \frac{(Q_w + Q_g) dp}{Q_w \cdot \gamma_w} = \frac{p_2 - p_1}{\gamma_w} \left(1 + \beta_2 \cdot \frac{p_2}{p_2 - p_1} \cdot \ln \frac{p_2}{p_1} \right)$$

Kinetische Energie:

$$\int_1^2 \frac{v_g dv_g}{g} = \frac{v_{g2}^2}{2g} - \frac{v_{g1}^2}{2g} = \frac{Q_w^2}{2g F^2} \left[\left(1 + \beta_2 \right)^2 - \left(1 + \beta_2 \cdot \frac{p_2}{p_1} \right)^2 \right]$$

Energieverluste unter der Annahme linearer Druckänderung:

$$\int_1^2 dh_v = \sum_1^2 \zeta_g \int_1^2 \frac{(Q_w + Q_g)^2}{2gF^2} dl = \sum_1^2 \zeta_g \cdot \frac{Q_w^2}{2gF^2} \left[1 + 2\beta_2 \frac{p_2}{p_2 - p_1} \ln \frac{p_2}{p_1} + \beta_2^2 \cdot \frac{p_2}{p_1} \right]$$

Die Energiegleichung für die Strömung eines Wasser-Luft-Gemisches im Fallschacht unter Berücksichtigung der Volumenexpansion lautet dann, wobei zur Vereinfachung der Schreibweise wieder $h_w = Q_w^2 / 2gF^2$ eingeführt wird,

(21)

$$0 = -\gamma + \frac{p_2 - p_1}{\gamma_w} \left(1 + \beta_2 \frac{p_2}{p_2 - p_1} \ln \frac{p_2}{p_1} \right) - h_w \left[\left(1 + \beta_2 \frac{p_2}{p_1} \right)^2 - (1 + \beta_2)^2 \right] + \sum_1^2 \zeta_g \cdot h_w \left[1 + 2\beta_2 \frac{p_2}{p_2 - p_1} \ln \frac{p_2}{p_1} + \beta_2^2 \frac{p_2}{p_1} \right]$$

Darin ist $\beta_2 = Q_{12}/Q_w$ der Belüftungsgrad im Schnitt (2) beim Druck $p_2 = p_0$, d.h. unter Atmosphärendruck. Für $p_1 = p_2$ kann Gl. 21 auf Gl. 16 mit vernachlässigter Volumenexpansion zurückgeführt werden.

Die interessierende Größe des Unterdruckes $(p_2 - p_1)/\gamma_w = \Delta p_1/\gamma_w$ am Fallschachtanfang kann aus Gl. 21 nicht explizit dargestellt werden, da die mathematischen Schwierigkeiten dafür zu groß sind. Die Berechnung von $\Delta p_1/\gamma_w$ müßte durch langwierige Probrechnungen erfolgen. Deshalb wird eine teilweise Auflösung von Gl. 21 durchgeführt, die die Bedingung erfüllen soll, daß ein Vergleich mit der Berechnung des Unterdruckes bei vernachlässigter Volumenexpansion möglich ist. Dafür werden einige Beiwerte eingeführt, so daß Gl. 21 folgendes Aussehen erhält:

$$0 = -\gamma + \frac{p_2 - p_1}{\gamma_w} (1 + \beta_2) \cdot \delta - h_w (1 + \beta_2)^2 \cdot \omega + h_w (1 + \beta_2)^2 \cdot \sum_1^2 \zeta_g \cdot \varepsilon \quad (22)$$

Nach $(p_2 - p_1)/\gamma_w = \Delta p_1/\gamma_w$ aufgelöst, wird

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = \frac{\gamma}{(1 + \beta_2) \cdot \delta} - \frac{h_w (1 + \beta_2)}{\delta} \left[\varepsilon \cdot \sum_1^2 \zeta_g - \omega \right] \quad (23)$$

Dabei sind

$$\sigma = \frac{1 + \beta_2 \cdot \frac{p_2}{p_2 - p_1} \ln \frac{p_2}{p_1}}{1 + \beta_2} \quad (24)$$

$$\omega = \frac{(1 + \beta_2 \cdot \frac{p_2}{p_1})^2 - (1 + \beta_2)^2}{(1 + \beta_2)^2} \quad (25)$$

$$\kappa = \frac{1 + 2 \beta_2 \cdot \frac{p_2}{p_2 - p_1} \ln \frac{p_2}{p_1} + \beta_2^2 \frac{p_2}{p_1}}{(1 + \beta_2)^2} \quad (26)$$

Durch die Einführung der Beiwerte σ , ω und κ ist zu erkennen, daß die Gleichungen 17 und 23 denselben Aufbau haben. Für $p_2 = p_1$, d.h. wenn keine Volumenexpansion auftritt, werden $\omega = 0$ und $\sigma = \kappa = 1$, so daß Gl. 23 in Gl. 17 übergeht. Der Nachweis, daß für $p_2 = p_1$ die Werte $\sigma = \kappa = 1$ sind, ist durch Grenzwertbetrachtung mit Hilfe der l'Hospitalschen Regel möglich.

Die Beiwerte σ , ω und κ sind in Abhängigkeit von den Parametern β_2 und p_2/p_1 in den Diagrammen Bild 20 eingetragen. Während σ und κ bei steigendem Unterdruck relativ langsam ansteigen, wird der Beiwert ω bei den gleichen Werten β_2 und p_2/p_1 erheblich größer. Da aber ω , wie sich leicht ableiten läßt, das Verhältnis der Geschwindigkeitshöhen im Querschnitt (1) und (2) in der Form

$$\omega = \frac{v_{g1}^2}{v_{g2}^2} - 1 \quad (27)$$

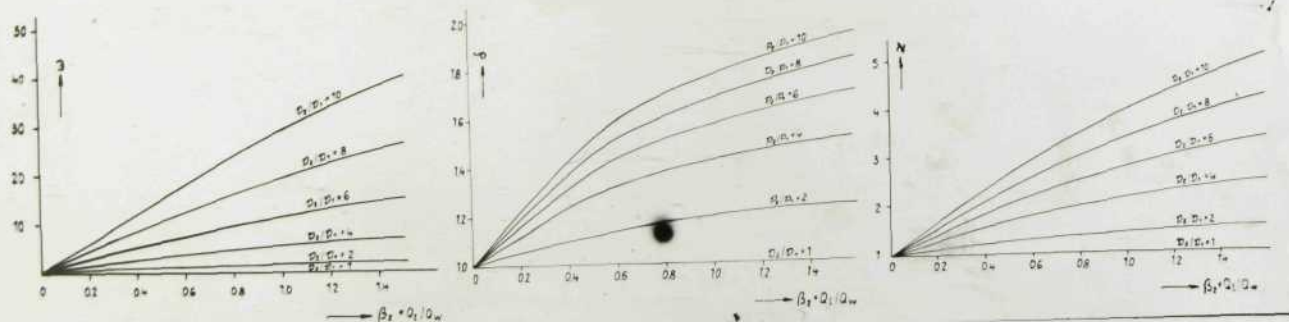


Bild 20: Beiwerte σ , ω und κ zur Berücksichtigung der Volumenexpansion

angibt, würde das bedeuten, daß bei größeren Unterdrücken und Belüftungsgraden die Geschwindigkeitshöhe im Querschnitt (1) ein vielfaches der im Querschnitt (2) betragen würde. Diese Diskrepanz klärt sich dadurch auf, daß bei kompressibler Strömung unter sonst gleichen Voraussetzungen die Energieverluste größer werden, was der Faktor μ ausdrückt. Damit ist am Ende des Fallschachtes ein geringerer Energiebetrag vorhanden als bei Betrachtung inkompressibler Strömung. Setzt man aber in beiden Fällen gleichen Wasserabfluß voraus, so bedeutet eine geringere Energie am Fallschachtende notgedrungen eine Verminderung des Luftabflusses bei kompressibler Strömung, worauf schon hingewiesen wurde. Es wird sich in der Natur bei einem bestimmten Wasserabfluß ein Gleichgewicht zwischen Luftmitnahme und Unterdruck so einstellen, daß Gl.21 erfüllt wird. Eine numerische Berechnung sowohl von β_2 als auch von $\Delta p_1/\gamma_w$ nach Gl.21 oder 22 kann nicht durchgeführt werden, da beide Größen eng miteinander verknüpft sind und nach keiner von beiden aufgelöst werden kann.

Schließlich soll noch die Abhängigkeit der Größe des Unterdruckes von Q_w/Q_{ii} unter Berücksichtigung der Volumenexpansion angegeben werden. Unter Verwendung von Gl.14 für β und Gl.8 für Q_{ii} läßt sich Gl.22 umformen zu

$$p_1^{xx} = \frac{\Delta p_1}{\gamma_w \cdot \gamma} = \frac{Q_w}{Q_{ii}} \cdot \frac{1}{c \cdot \sigma} \cdot \left(1 - \frac{\gamma + \gamma_e + h_0}{\gamma} \cdot \frac{\alpha \cdot \frac{2}{\gamma} \Sigma \zeta_g - \omega}{\alpha g + \frac{2}{\sigma} \Sigma \zeta_g} \right) \quad (28)$$

Diese Gleichung läßt sich für $p_1 = p_2$, wobei $\omega = 0$ und $\sigma = \alpha = 1$, wieder auf Gl.18 zurückführen. Sie ist zwar numerisch kaum lösbar, da sowohl c und $\Sigma \zeta_g$ als auch σ , α und ω letztlich von Q_w/Q_{ii} abhängen, sie zeigt jedoch, welchen Einflußfaktoren bei Volumenexpansion auftreten.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß die Berücksichtigung der Volumenexpansion bei Schachtüberfällen zwar mathematische Ansätze liefert, die ihren Einfluß erkennen lassen, daß aber die numerische Auswertung dieser Gleichungen sehr schwierig ist.

Es werden deshalb für die Beurteilung der Größe des Unterdruckes

vorwiegend Modellversuchsergebnisse zu Rate zu ziehen sein, und zwar vor allem Messungen an Modellfamilien, bei denen der Einfluß der Volumenexpansion verschieden groß ist. Exakte Aussagen über die Wirkung der Kompressibilität der Luft kann nur ein Naturversuch bringen.

5.3 Fallschacht mit konstantem Durchmesser und ringförmiger Belüftung

5.31 Allgemeines

Gegenstand der folgenden Untersuchungen ist ein Fallschachttyp gemäß der Definition in Kap.5.21 mit einer zusätzlichen Einrichtung, durch welche Luft infolge des Unterdruckes im Fallschacht angesaugt wird. Der Zweck der Belüftung besteht darin, Unterdruck abzubauen und dadurch Kavitationsschäden zu verhindern sowie Erschütterungen und Stöße abzdämpfen. Wie die bereits erwähnten Versuche von Peterka [15] gezeigt haben, ist die Belüftung ein wirksames Mittel zur Verhinderung von Beschädigungen und Störungen infolge Kavitation. Bekanntlich wird bei den Verschlüssen von Grundablässen an Talsperren nach dem gleichen Prinzip verfahren, indem die beim Manövrieren der Verschlüsse infolge von Strahlkontraktionen auftretenden Unterdrücke und Vibrationen durch Luftzuführung vermindert werden [40].

Im Kapitel 5.2 wurde dargelegt, daß bei Fallschächten mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten, also auch ohne besondere Einrichtung zur Belüftung, in der Schachtachse bei Teilabflüssen ein beträchtlicher Anteil an Luft mitfließt. Diese Luft breitet sich erst nach einer entsprechenden Fließstrecke über den gesamten Fallschachtquerschnitt aus, d.h. sie erreicht die durch Kavitation gefährdete Schachtwand erst unterhalb der Stelle, wo der maximale Unterdruck auftritt. Durch eine zusätzliche Belüftungseinrichtung soll erreicht werden, daß die gesamte Fallschachtwand von einem Luftschleier eingehüllt wird, der den Beton vor Kavitationserscheinungen schützt.

Für die Ausbildung der Belüftungseinrichtung kommen mehrere

Möglichkeiten in Betracht. Sie sind in Bild 21 zusammengestellt. Bei der Lösung I wird die Luft an der Stelle des

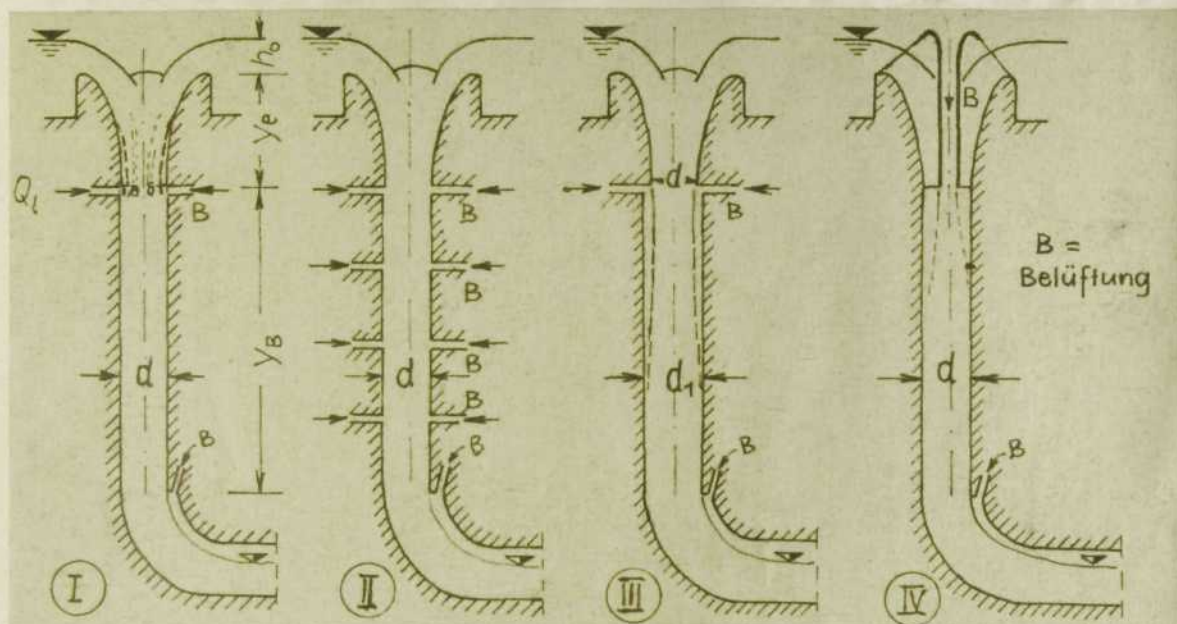


Bild 21: Möglichkeiten für die Belüftung des Fallschachtes

Fallschachtes, wo der größte Unterdruck auftritt, durch ringförmig am Schachtumfang angeordnete Belüftungsrohre angesaugt. Die Belüftungsrohre stehen einzeln oder durch eine Ringleitung mit der Außenluft in Verbindung. Diese Lösung wird im folgenden als ringförmige Belüftung bezeichnet. Sie ist nach amerikanischem Muster bereits bei einigen Schachtüberfällen angewendet und im Modell und in der Natur erprobt worden. Über den Belüftungsöffnungen wurden besondere Strahlablenker (auch "Nasen" genannt) angeordnet, um eine bessere Durchlüftung des Wassers zu erreichen.

Der Fallschacht mit ringförmiger Belüftung ist in der vorliegenden Arbeit eingehend theoretisch und experimentell untersucht worden. Die Anwendung der ringförmigen Belüftung ist besonders bei Schachtüberfällen, die als kombinierte Bauwerke errichtet werden, ohne großen baulichen Mehraufwand möglich.

Bei Lösung II wird der Fallschacht auf seiner gesamten Länge belüftet. Dadurch ist die Entstehung von Unterdruck im Fallschacht ausgeschlossen, während z.B. bei Lösung I unterhalb der ringförmigen Belüftung Unterdruck auftreten kann. Eine Belüftung des gesamten Fallschachtes ist jedoch sehr aufwendig

und deshalb aus ökonomischen Gründen abzulehnen. Bisher ist kein Beispiel einer derartigen Ausführung bekannt.

Bei Lösung III wird Unterdruck im Fallschacht dadurch verhindert, daß hinter der ringförmigen Belüftung der Fließquerschnitt auf ein entsprechendes Maß erweitert wird. Der Wasserstrahl löst sich an der Belüftungsstelle ab und fällt im Schacht frei herab. Die Luftmitnahme unterscheidet sich grundsätzlich von Lösung I, wo im Fallschacht Druckströmung vorliegt. Der bauliche Aufwand ist durch die Erweiterung etwas größer. Über die Anwendung dieser Möglichkeit und hydraulische Untersuchungen dazu ist in der einschlägigen Literatur nichts berichtet. Da bei dieser Lösung der Fallschacht völlig unterdruckfrei und damit betriebssicher arbeitet, sind hydraulische Untersuchungen dieser Lösung notwendig, die jedoch bei der vorliegenden Arbeit noch nicht durchgeführt werden konnten.

Die Lösung IV wird durch ein Rohr in Schachtachse Luft angesaugt. Der Fallschacht entspricht dem in Kap. 5.2 untersuchten Typ mit dem Unterschied, daß für die Luftmitführung in Schachtachse ständig eine Öffnung freibleibt. Diese Lösung beruht auf einem italienischen Vorschlag, auf den im folgenden Abschnitt eingegangen wird.

Durch die ringförmige Belüftung des Fallschachtes werden die Abflußvorgänge eines Schachtüberfalles wesentlich beeinflußt. Eine theoretische Untersuchung dieser Vorgänge ist nach Wissen des Bearbeiters bisher nicht durchgeführt worden, während einige experimentelle Untersuchungen vorliegen. Da vor allem in jüngster Zeit die Anwendung von Belüftungsmaßnahmen bei Schachtüberfällen festzustellen ist und die weitere Entwicklung in diese Richtung zu gehen scheint, erweist es sich als notwendig, eine Untersuchung dieser Fragen mit dem Ziel durchzuführen, grundsätzliche Klarheit über die Vor- und Nachteile und die Grundlagen für die Berechnung von Schachtüberfällen mit ringförmiger Belüftungseinrichtung zu schaffen.

5.32 Bisherige Anwendung und Untersuchungen

Der Gedanke, den Fallschacht zusätzlich zu belüften, tauchte erstmalig beim Schachtüberfall der Heart-Butte-Talsperre in den USA auf (Bild 22). Da das Einlaufbauwerk dieses Schachtüberfalles auf Sand steht,

kam es besonders darauf an, Stöße und Schwingungen des Bauwerkes zu vermeiden. Außerdem wurde von der Überlegung

ausgegangen, daß die mitgeführte Luft eine Verminderung des Angriffes der Stollenwandungen bewirkt. Bei den von Peterka durchgeführten Modellversuchen für den Heart-Butte-Schachtüberfall [41]

wurde deshalb in erster Linie auf erschütterungsfreies Arbeiten der Anlage Wert gelegt.

Die Belüftung erfolgt mit 12 6-zölligen Rohren, die aus einer Ringleitung gespeist werden. Die Ringleitung steht über zwei 18-zöllige, am Krümmer

und Ablaufstollenscheitel entlanggeführte Leitungen mit der Außenluft in Verbindung. Über jedem der 12 Belüftungsrohre befindet sich ein Strahlabweiser. Die Belüftungsanlage ist auf Bild 23 dargestellt.

Die Gefahr der Unterdruckausbildung und Kavitation am Fallschachtanfang ist bei diesem Bauwerk mit nur etwa 5 m Fallschachtlänge gering. Das zeigten auch Peterkas Versuche an einem Modell des Schachtüberfalles und am Naturbauwerk selbst, bei denen der Luftabfluß und der Druckabfall in den Belüftungsrohren gemessen wurde. Der größte Unterdruck im Belüftungsrohr betrug etwa 0,5 m WS. Die Ergebnisse der Luftabflußmessungen, bei denen bedeutende Unterschiede zwischen Modell- und Natur-

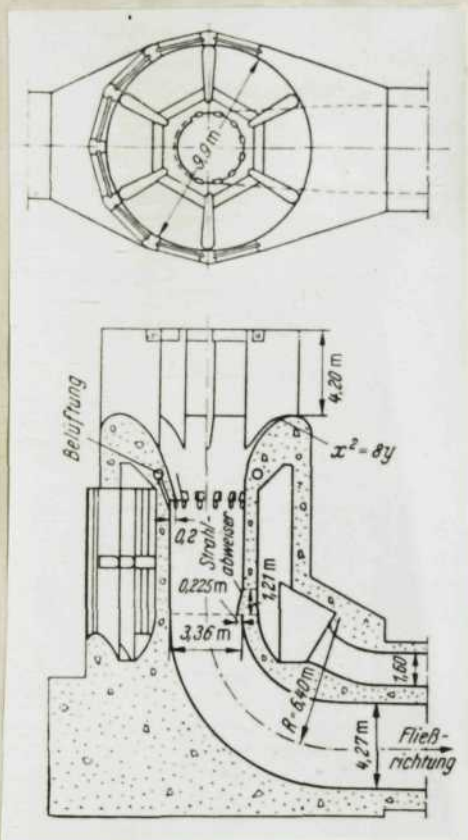


Bild 22: Heart-Butte-Schachtüberfall

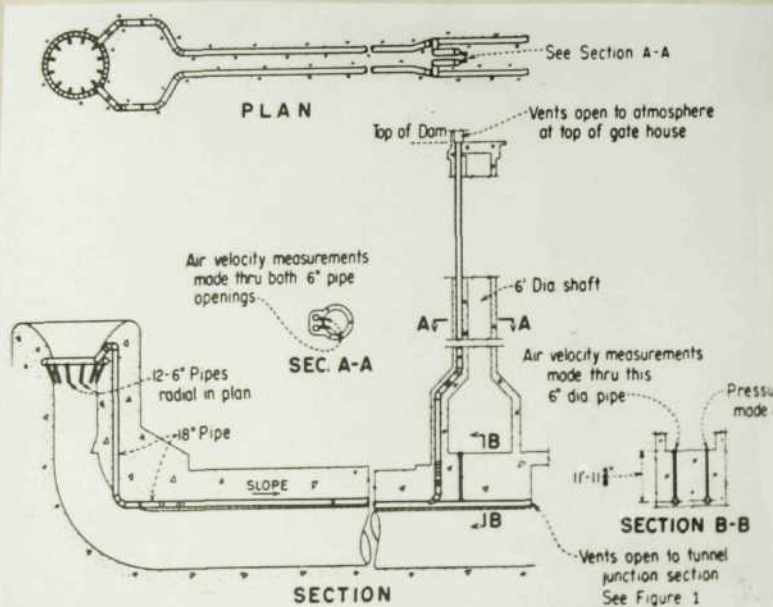


Bild 23. Heart-Butte-Schacht-
überfall, Rohrsystem
für die ringförmige
Belüftung

einem kombinierten Bauwerk errichtet werden soll, ist eine ringförmige Belüftung am Anfang des Fallschachtes vorgesehen [42]. Die Luft wird durch Rohre aus dem Entnahmeturm zugeführt. Bei einer derartigen Lösung ist die Anordnung einer ringförmigen Belüftung sehr einfach möglich, da nur kurze Rohrleitungen erforderlich sind. Eine Begründung für die Anwendung der ringförmigen Belüftung sowie nähere Angaben über die Querschnitte der Belüftungsrohre fehlen in der Beschreibung dieser Anlage.

Bei der in Westdeutschland bereits fertiggestellten Steinbachtalsperre ist ebenfalls ein Fallschacht mit ringförmiger Belüftung zur Ausführung gekommen (Bild 25, Seite 61). Die Luft wird durch 8 flexible Rohre von 150 mm Nennweite, die in die vier wirbelverhindernden Pfeiler gelegt sind, an den Fallschachtanfang herangeführt [43]. Der Fallschacht hat eine Länge von $y \approx 26$ m. Über jedem Belüftungsrohr ist ein Strahlabweiser angeordnet. Bei Modellversuchen, die für diese Anlage durchgeführt wurden [44], sind der Druckverlauf auf dem Einlaufrücken und der Luftabfluß durch die ringförmige Belüftung gemessen worden. Die wesentlich interessantere Größe des Druckes unterhalb der ringförmigen Belüftung wurde nicht ermittelt. Der Belüftungsgrad infolge der ringförmigen Belüftung betrug maximal $\beta = 0,4$. Nach den Erfahrungen am Heart-

versuch auftraten, werden im Kapitel 7.55 behandelt und mit den eigenen Versuchsergebnissen verglichen. In Anlehnung an die für den Heart-Butte-Schacht-überfall gewählte Konstruktion wurden in Westdeutschland zwei Schachtüberfälle mit ringförmiger Belüftung des Fallschachtes projektiert bzw. gebaut. Beim Schachtüberfall der Obernartalsperre (Bild 24, Seite 61), der mit den übrigen Betriebseinrichtungen in

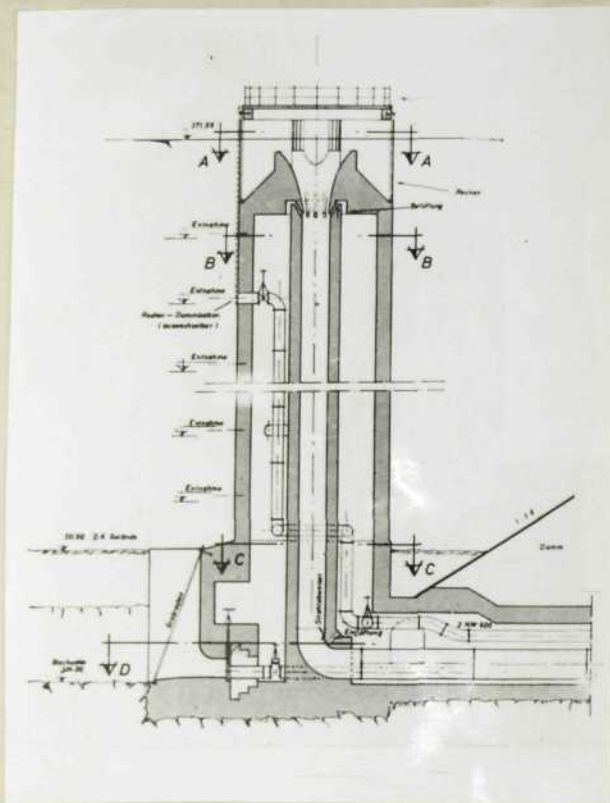


Bild 24: Oberrau -
Schachtüberfall [42]

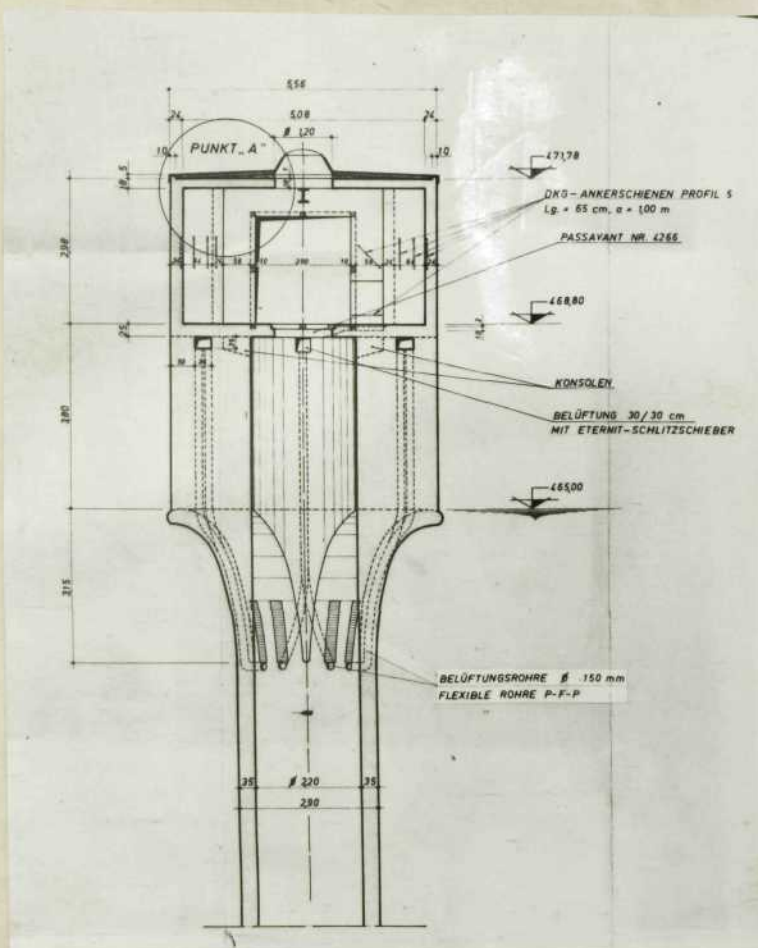


Bild 25: Steinbach-Schachtüberfall [43]

Butte-Schachtüberfall wurde angenommen, daß in der Natur der dreifache Luftbedarf zu erwarten ist. Die maximale Fließgeschwindigkeit in der Belüftungsleitung wurde auf 50 m/s festgelegt und danach der Querschnitt der Belüftungsleitung bemessen. Die Auswertung dieser Versuche wird ebenfalls im Kap. 7.55 behandelt.

Die angegebenen drei Beispiele sind die bisher einzigen bekannten dieser Art. Sie entsprechen nach Bild 21 der Lösung I. Während die ringförmige Belüftung beim Heart-Butte-Schachtüberfall im wesentlichen zur Verminderung von Schwingungen und Stößen angewandt wurde, ist bei den beiden westdeutschen Bauwerken auf den Zweck der Belüftung nicht näher eingegangen.

Eine etwas andere Konstruktion, die der Lösung IV nach Bild 21 entspricht, ist in Italien untersucht worden [45]. Die

Luft wird dabei durch einen in der Einlaufachse angeordneten "Luftförderer" (Bild 26) eingeführt. Dieses Rohr wird durch die wirbelverhindernden Pfeiler gehalten. Durch diese Belüftung soll im Ablaufstollen eine stabile Freispiegelströmung gewährleistet werden. Über die aufgetretenen Druckverhältnisse wird nichts berichtet.

Der Schachtüberfall arbeitet bei Überfallhöhen unterhalb der Einlauföffnung des Luftförderers im Bereich A. Danach wird, ähnlich der Wirkungsweise eines

Hebers mit automatischer Belüftung, die maximale Leistungsfähigkeit Q_{H} des Schachtüberfalles erreicht, wenn der Luftförderer ebenfalls überströmt wird. Durch die Einführung dieses Luftförderers in den Schachteinlauf wird der Einlaufquerschnitt jedoch erheblich beeinträchtigt, da am Fallschachtanfang nur noch ein ringförmiger Fließquerschnitt vorhanden ist, der eine akute Verstopfungsgefahr für den Einlauf mit sich bringt. Diese Lösung ist deshalb nicht zu empfehlen.

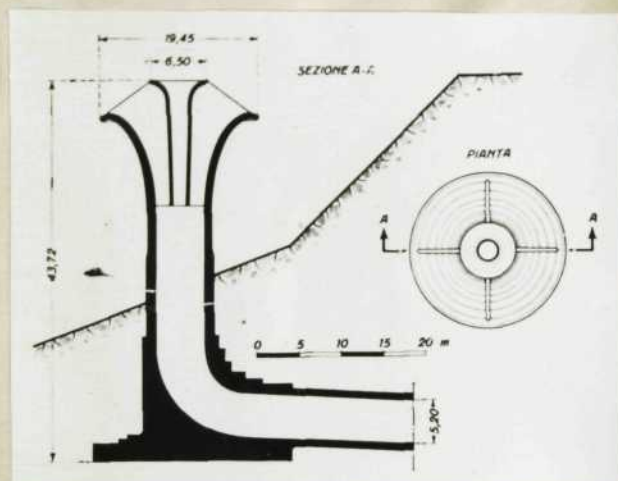


Bild 26: Belüftung des Fallschachtes mittels "Luftförderer"

Aus vorstehendem wird deutlich, daß hinsichtlich der hydraulischen Wirkungsweise einer Belüftung des Fallschachtes, insbesondere der mehrfach angewendeten ringförmigen Belüftung des Fallschachtanfanges, zahlreiche Unklarheiten bestehen. Die folgenden theoretischen Betrachtungen, die durch Modellversuche ergänzt werden, haben das Ziel, eine Klärung dieser Probleme herbeizuführen.

5.33 Analyse des Abflußvorganges

Die Aufgabe der theoretischen und experimentellen Untersuchungen besteht darin, folgende Fragen zu beantworten:

- a) Wie werden die Druckverhältnisse im Fallschacht durch eine ringförmige Belüftung des Fallschachtanfanges beeinflusst?
- b) Wie groß ist der Luftabfluß durch die ringförmige Belüftungsleitung bzw. ist die Belüftung für eine Verminderung der Gefahr von Kavitationsschäden und Vibrationen ausreichend?
- c) Wie wird der Überdeckungsdurchfluß durch die Belüftungseinrichtung beeinflusst?
- d) Welche Energieverluste verursacht die ringförmige Belüftung?
- e) Wie ist bei der Dimensionierung der ringförmigen Belüftung vorzugehen?

Die theoretische Behandlung dieser Fragen stößt auf einige Schwierigkeiten, da die Strömungsvorgänge sehr verwickelt sind und sich die gesuchten Größen alle gegenseitig beeinflussen. Peterka [41] kommt zu der Feststellung, daß der Luftabfluß Q_1 durch die Belüftungsleitung, die interessanteste Größe, nicht berechnet werden könne, da die Faktoren, die das Eindringen der Luft bedingen, unbekannt seien. Es zeigt sich jedoch, daß durch die Anwendung der bekannten Grundgleichungen der Hydrodynamik unter gewissen Vereinfachungen eine relativ befriedigende Lösung erzielt werden kann. Die Modellversuche dienen zur Überprüfung der Theorie und zur Bestimmung der notwendigen ergänzenden Kenngrößen, besonders bezüglich der Energieumwandlung.

Bei der Darstellung der Druck- und Energielinien muß die Schachtachse wieder um 45° geneigt gezeichnet werden. Die Energiebeträge in den einzelnen Abschnitten werden in Beträgen des absoluten Druckes $[Mp/m^2]$ dargestellt, um sie infolge der verschiedenen spezifischen Gewichte γ_w und γ_g in einem Diagramm eintragen zu können. Dadurch entsprechen aber die mit γ multiplizierten Fallhöhen y , als Druckenergie dargestellt, nicht mehr ihren geometrischen Größen, was der Übersichtlichkeit halber in Bild 27 nicht berücksichtigt wurde und für die Gleichungsansätze keine Bedeutung hat.

Nun kann für die einzelnen Abschnitte die Energiegleichung nach Bernoulli angesetzt werden. Im Abschnitt (0) - (1) ist

$$p_0 + (y_e + h_0) \cdot \gamma_w = p_1 + \gamma_w \cdot \alpha_w \cdot v_w^2 / 2g + h_e \cdot \gamma_w \quad (29)$$

worin y_e = Einlauflänge [m],

h_0 = Überfallhöhe [m],

α_w = Geschwindigkeitshöhenausgleichswert des Wassers,

v_w = Q_w / F = Fließgeschwindigkeit des Wassers [m/s],

F = Schachtquerschnitt [m²],

h_e = $\zeta_e \cdot v_w^2 / 2g$ = Verlusthöhe [m WS] im Einlauf,

ζ_e = Einlaufverlustbeiwert,

p_1 = der als gleichmäßig verteilt angenommene absolute Druck im Querschnitt (1) kurz vor Einmündung der Belüftungsleitung $[Mp/m^2]$,

p_0 = Atmosphärendruck $[Mp/m^2]$.

Durch Einsetzen der einzelnen Größen und Division durch γ_w wird

$$p_0 / \gamma_w + y_e + h_0 = p_1 / \gamma_w + (\alpha_w + \zeta_e) \cdot Q_w^2 / 2gF^2 \quad (29a)$$

Diese Gleichung gilt exakt nur für den überdeckten Bereich ($Q_w > Q_{UB}$), da im nichtüberdeckten Bereich ($Q_w < Q_{UB}$) eine natürliche Belüftung des Abflusses in Schachtmitte wie bei senkrechten Fallschächten ohne ringförmige Belüftung stattfindet (Mit Q_{UB} wird der Überdeckungsabfluß bei ringförmiger Belüftung bezeichnet). Diesen Luftabfluß im vorliegenden Fall mit zu berücksichtigen, würde die Berechnungen sehr

erschweren. In Kap. 5.242 ist gezeigt worden, daß er wesentlich von den Energieverlusten des Wasser-Luft-Gemisches im Fallschacht abhängt. Da diese aber bei Anordnung einer ringförmigen Belüftung im Fallschacht eine andere Größe haben, können die Ergebnisse von Kap. 5.2 hier nicht mit eingeführt werden. Für den Bereich $Q_w < Q_{üB}$ werden bei ringförmiger Belüftung besonders die Ergebnisse der Modellversuche zu Rate zu ziehen sein.

Den zweiten wichtigen Ansatz liefert die Bernoulligleichung zwischen den Abschnitten (1) und (3):

$$\gamma_B \cdot \gamma_g + p_1 + \alpha_w \cdot \gamma_w \cdot \frac{v_w^2}{2g} + h_e \cdot \gamma_w = p_0 + \gamma_g \cdot \alpha_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} + h_g \cdot \gamma_g + h_e \cdot \gamma_w, \quad (3)$$

wobei

γ_B = Länge des Fallschachtes [m] von der ringförmigen Belüftung bis zu dem Querschnitt, wo Atmosphärendruck p_0 herrscht, entsprechend der Fallschachtlänge y_0 in Bild 11 (Seite 31),

γ_g = $\gamma_w \cdot Q_w / (Q_w + Q_1)$ = Wichte des Wasser-Luft-Gemisches,

α_g = Geschwindigkeitshöhenausgleichsbeiwert des Wasser-Luft-Gemisches im Abschnitt (3),

v_g = $(Q_w + Q_1) / F$ = Fließgeschwindigkeit des homogenen Wasser-Luft-Gemisches,

Q_1 = Luftabfluß durch die Belüftungsleitung,

h_g = $\sum \xi_g \cdot v_g^2 / 2g$ = Verlusthöhe [m WLS] des Wasser-Luft-Gemisches,

$\sum \xi_g$ = Summe der auf die Fließgeschwindigkeit des Wasser-Luft-Gemisches bezogenen Energieverlustbeiwerte, bestehend aus den Anteilen der Rohrreibung sowie Stoß- und Mischverlusten (S. 5.3.4)

Die übrigen Bezeichnungen siehe unter Gleichung 29a.

Führen wir die angegebenen Bezeichnungen in die Bernoulligleichung ein, so ergibt sich, wobei $h_e \cdot \gamma_w$ herausfällt,

$$\gamma_B \cdot \gamma_w \cdot \frac{Q_w}{Q_w + Q_1} + p_1 + \alpha_w \cdot \gamma_w \cdot \frac{Q_w^2}{2gF^2} = p_0 + \gamma_w \cdot \frac{Q_w(Q_w + Q_1)}{2gF^2} (\alpha_g + \sum \xi_g).$$

Schließlich erhalten wir als brauchbare Schreibweise die Gleichung

$$\frac{\gamma_B}{1 + \beta} + \frac{p_1}{\gamma_w} + \alpha_w \cdot h_w = \frac{p_0}{\gamma_w} + h_w (1 + \beta) (\alpha_g + \sum \xi_g) \quad (30a)$$

wobei $\beta = Q_1/Q_w =$ Belüftungsfaktor,

$h_w = Q_w^2/(2gF^2) =$ Geschwindigkeitshöhe [m WS] des Wassers, bezogen auf den Fallschachtquerschnitt F .

In dieser Gleichung sind folgende Annahmen enthalten:

- a) Der Druck p an den betrachteten Schnitten ist gleichmäßig über den Querschnitt verteilt. Diese Annahme erscheint gerechtfertigt, da im Querschnitt (1) reines Wasser und im Querschnitt (3) ein homogenes Wasser-Luft-Gemisch abfließt.
- b) Die Volumenexpansion der Luft infolge des Druckabfalls unterhalb der Belüftung bleibt unberücksichtigt. Die Wichte γ_g und die Fließgeschwindigkeit v_g des Wasser-Luft-Gemisches werden sich zwischen dem Abschnitt (1) und (3) ändern, was besonders die Größe der Energieverluste beeinflusst. Um jedoch die Auswertung der Gl.30 zur Berechnung des Luftabflusses Q_1 durch die Belüftungsleitung zu ermöglichen, wird mit inkompressibler Strömung gerechnet. Außerdem ist die Annahme inkompressibler Strömung dadurch gerechtfertigt, daß in den Querschnitten (1) und (3), für die Gl.30 aufgestellt wurde, Atmosphärendruck bzw. nur geringer Unterdruck herrscht. Der Einfluß der Volumenexpansion ist also nur zwischen den beiden Querschnitten, nicht in den Querschnitten selbst, vorhanden.

Eine weitere Beziehung liefert die Energiegleichung für die Belüftungsleitung zwischen Außenluft und dem Eintrittsquerschnitt in den Fallschacht:

$$p_0 = p_1 + \gamma_L (\alpha_L \cdot v_L^2/2g + h_L) \quad (31)$$

worin $p_1 =$ Luftdruck [Mp/m^2] am Eintrittsquerschnitt der Belüftungsleitung in dem Fallschacht,

$\gamma_L =$ Wichte [Mp/m^3] der Luft, $\gamma_L = 0,0012 \text{ Mp/m}^3$ bei 20°C , 760 Torr [50],

$\alpha_L =$ Geschwindigkeitshöhenausgleichswert der Luft,

$v_L = Q_1/F_B =$ Fließgeschwindigkeit der Luft in der Belüftungsleitung,

$F_B =$ Querschnittssumme der in den Fallschacht einmündenden Belüftungsleitungen,

$$h_1 = \sum (\zeta_B \cdot F_B^2 / F_i^2) \cdot v_1^2 / 2g = \text{Summe der Verluste in der Belüftungsleitung,}$$

ζ_B = Verlustbeiwert der Belüftungsleitung, auf den jeweiligen Fließquerschnitt F_i der Belüftungsleitung bezogen.

Mit diesen Bezeichnungen und nach Division durch γ_w wird

$$\frac{p_0}{\gamma_w} = \frac{p_l}{\gamma_w} + \frac{\eta}{\gamma_w} \cdot \frac{Q_i^2}{2gF_B^2} \left[d_l + \sum (\zeta_B \cdot F_B^2 / F_i^2) \right] \quad (31 a)$$

Mit Hilfe der Gleichungen 29 bis 31 ist es möglich, Formeln zur Berechnung der interessierenden Größen wie z.B. des maximalen Unterdruckes, des Luftabflusses durch die Belüftungsleitung, des Belüftungsquerschnittes und des Überdeckungsdurchflusses aufzustellen. Diese Berechnungen sind jedoch nur möglich, wenn die Größe der Beiwerte ζ für die Energieumwandlung bekannt ist. Im folgenden wird daher eine Untersuchung dieser Verlustbeiwerte durchgeführt.

5.34 Energieverluste bei ringförmiger Belüftung

5.341 Verluste im Schachteinlauf

Diese Verluste werden in Gl. 29a durch den Beiwert ζ_e ausgedrückt. Dabei wird überdeckter Bereich ($Q_w \geq Q_{UB}$) vorausgesetzt. Sie entstehen im wesentlichen durch Reibung an den Wänden des Einlaufes, Strahlumlenkung und Turbulenz der Strömung. Von einigen Forschern ist die Verlusthöhe

$$h_0 = \zeta_e \cdot \frac{v_w^2}{2g} \quad (32)$$

gleich der Überfallhöhe h_0 angenommen worden (z.B. Lencastre [46]), d.h. $\zeta_e = h_0 / h_w$.

Sastry [5] fand bei seinen Versuchen Werte um $\zeta_e \approx 0,1$.

Für gut ausgerundete Einläufe von Druckrohrleitungen wird in der einschlägigen Literatur $\zeta_e = 0,05 \dots 0,1$ angegeben. Meist ist der Verlust im Einlauf bei überdeckter Strömung sehr klein gegenüber den Energieverlusten im Fallschacht.

5.342 Verluste im senkrechten Fallschacht

Wird wieder überdeckter Bereich vorausgesetzt, so lassen sich folgende Anteile des Energieverlustes im Fallschacht unterhalb der ringförmigen Belüftung analysieren (s. auch Bild 27): Verluste durch Reibung sowie durch Einschnürung der Strömung und Ausbreitung und Vermischung von Wasser und Luft.

a) Rohrreibungsverluste

Die Rohrreibungsverluste im Fallschacht werden berechnet nach

$$h_r = \lambda_g \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{v_g^2}{2g} \quad [\text{m WLS}] \quad (33)$$

Sastry [5] kommt durch Auswertung von Untersuchungen verschiedener Forscher zu dem Schluß, daß der Beiwert λ_g für den Rohrreibungsverlust bei Wasser-Luft-Gemischen dieselbe Größe wie bei reinem Wasser hat. Das wird damit begründet, daß in der Nähe der Rohrwand nur reines Wasser fließt. Die Zone an der Rohrwand weist den größten Geschwindigkeitsgradienten auf, und der größte Anteil der Reibungsverluste konzentriert sich auf diesen Bereich.

Diese Überlegungen treffen für einen Fallschacht mit ringförmiger Belüftung nur teilweise zu. Während im oberen Bereich die Luft das Wasser z.T. von der Wand abdrängt, wird erst nach einer bestimmten Fließstrecke eine homogene Verteilung von Wasser und Luft eintreten. Im oberen Bereich wird daher ein etwas anderer λ_g -Wert vorhanden sein als weiter unten. Um zu einer einfachen Lösung zu kommen, wird der Rohrreibungsverlustbeiwert λ_g für ein homogen verteiltes Wasser-Luft-Gemisch entsprechend den Prandtl-Colebrook'schen Ansätzen bzw. für die einfachere Auswertung nach Mock [47] als

$$\lambda_g = f(\text{Re}, k/d)$$

berechnet, wobei

$$\text{Re} = \frac{v_g \cdot d}{\nu_w} = \text{Reynolds'sche Zahl des Wasser-Luft-Gemisches}$$

$$v_g = \text{Fließgeschwindigkeit [m/s] des homogen verteilten Wasser-Luft-Gemisches, } v_g = (Q_w + Q_l)/F,$$

d = Fallschachtdurchmesser [m]

ν_w = Kinematische Zähigkeit des Wassers [m^2/s]

k = absolute Rauigkeit der Rohrwand [mm].

Da jedoch $v_g = (Q_w + Q_l)/F$ wegen Q_l noch nicht bekannt ist und bei Fallschächten aus Beton für die Größe der absoluten Rauigkeit k nur spärliche Angaben mit in weiten Grenzen streuenden Werten vorliegen, läßt sich die Berechnung des Verlustbeiwertes λ_g über die Manning-Strickler-Formel meist einfacher und ebenso sicher durchführen, denn es ist dann nach [48]

$$\lambda_g = 124,5 / (M^2 \cdot d^{1/3}) \quad (M \text{ in } [m^{1/3}/s], d \text{ in } [m])$$

mit M = Beiwert nach Manning, für Beton $M \approx 60 \dots 70 [m^{1/3}/s]$.

Die Unterschiede, die sich im oberen Fallschachtbereich aus der unterschiedlichen Verteilung von Luft und Wasser für den λ_g -Wert ergeben, können zunächst noch nicht erfaßt werden. Der einfachste Weg ist, diese Unterschiede in dem noch näher zu behandelnden Verlust durch die Ausbreitung und Vermischung von Wasser und Luft mit zu berücksichtigen, wie es auch bei der Auswertung der Modellversuche geschehen ist.

b) Vermischungsverluste

Durch die ringförmige Belüftung wird der Querschnitt des Wasserstrahles an der Belüftungsstelle eingeengt. Die Luft fließt bei $Q_w > Q_{ub}$ zunächst am Schachtrand entlang und beginnt sich mit dem Wasser zu vermischen. Die Wasserströmung breitet sich mehr und mehr bis zum Rande aus, gleichzeitig dringt die Luft immer mehr zur Mitte, bis schließlich ein homogenes Wasser-Luft-Gemisch entstanden ist. Durch die Ausbreitung des eingeschnürten Wasserstrahles entsteht ein Energieverlust ähnlich dem Stoßverlust in einem Diffusor bzw. einer plötzlichen Erweiterung (**Borderverlust**). Weiterhin wird Energie für die Vermischung des Wassers und der Luft benötigt. Die Gesamtverluste, die bei diesem Vorgang auftreten, werden berechnet mit

$$h_m = \zeta_m \cdot v_g^2 / 2g \quad [m \text{ WLS}] \quad , \quad (34)$$

wobei ζ_m den Beiwert für diese Verluste darstellt und darüber hinaus die obengenannten Unterschiede der reinen Reibungsverluste mit berücksichtigt. Die Gesamtverluste im Fallschacht betragen damit

$$h_g = (\zeta_m + \lambda_g \cdot y/d) \cdot v_g^2 / 2g \quad [\text{m WLS}] \quad (35)$$

Besondere Bedeutung kommt damit der Bestimmung des Verlustbeiwertes ζ_m zu. Der Vermischungsverlust hat denselben Charakter wie der von Sastry untersuchte "Eintrittsverlust" des Wasser-Luft-Gemisches, gekennzeichnet durch den Beiwert ζ_{eg} . Dieser Beiwert ist vor allem bei kleinen Wasserabflüssen erheblich groß, und es ist zu vermuten, daß ζ_m im vorliegenden Falle eine ähnliche Tendenz zeigt. Der Unterschied zwischen Sastrys und den vorliegenden Untersuchungen besteht darin, daß bei den von Sastry untersuchten Fallschächten sich die Luft von der Schachtmitte nach außen ausbreitet, bei ringförmiger Belüftung dagegen von außen nach innen vordringt und bei $Q_w < Q_{üB}$ außerdem noch Luft in der Schachtachse mitfließt. Untersuchungen zur Bestimmung dieses Verlustes bei ringförmiger Belüftung liegen bis jetzt nicht vor.

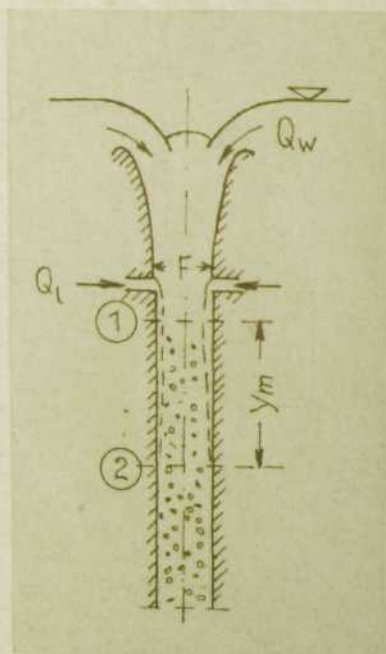


Bild 28

Eine Möglichkeit der Berechnung des Vermischungsverlustes bietet die Anwendung der Energiegleichung und des Impulssatzes für die Strecke y_m (Bild 28), in welcher die Vermischung von Wasser und Luft stattfindet. Die Länge y_m ist zunächst unbekannt, sie wird in Abhängigkeit von Q_1 und Q_w verschieden groß sein. Der Impulssatz, bei dem nur die Kräfte in senkrechter Richtung angesetzt werden, lautet unter Vernachlässigung der Wandreibung für die Schnitte (1) und (2).

$$p_1 \cdot F + \rho_w \cdot v_w^2 \cdot F_w + \rho_l \cdot v_l^2 \cdot F_l + \rho_g \cdot F \cdot y_m \cdot g = p_2 \cdot F + \rho_g \cdot v_g^2 \cdot F$$

wobei

F_w, F_1 = durchflossene Querschnittsflächen der Luft bzw. des Wassers im Schnitt (1),

ρ_w, ρ_1, ρ_g = Dichte des Wassers, der Luft und des Gemisches

v_w, v_1, v_g = Fließgeschwindigkeit des Wassers, der Luft und des Gemisches

Der Impuls der Luftströmung $\rho_1 \cdot v_1^2 \cdot F_1$ ist wegen $\rho_1 \ll \rho_w$ und $F_1 \ll F_w$ gering und wird vernachlässigt. Mit $F_w \approx F$ und den bereits bei den Gleichungen 29 und 30 benutzten Bezeichnungen wird nach Umformung:

$$\frac{p_2 - p_1}{\gamma_w} = \frac{y_m}{1 + \beta} - 2 h_w \cdot \beta \quad (36)$$

Die Energiegleichung für die Abschnitte (1) und (2) lautet, wenn y_m klein und Reibungseinflüsse dadurch vernachlässigt werden können, entsprechend Gl. 17 ohne Berücksichtigung der Volumenexpansion

$$\frac{p_2 - p_1}{\gamma_w} = \frac{y_m}{1 + \beta} - h_w (1 + \beta) \cdot \zeta_m \quad (37)$$

Die Gleichungen 36 und 37 ergeben

$$\zeta_m = \frac{2\beta}{1 + \beta} \quad (38)$$

d.h. der Beiwert ζ_m für den Vermischungsverlust im Fallschacht ist nur vom Belüftungsgrad abhängig. Für $Q_1 = 0$ bzw. $\beta = 0$ ist $\zeta_m = 0$, was der Wirklichkeit entspricht. Je größer die Luftmitnahme, desto größer ist ζ_m . Wie die Modellversuchsergebnisse noch zeigen werden, ergeben sich keine wesentlichen Unterschiede zwischen den gerechneten und den aus der Messung bestimmten ζ_m -Werten (Anlage 28). Die Ungenauigkeiten, mit denen Formel 38 behaftet ist, resultieren aus mehreren nicht erfaßbaren Faktoren wie z.B. der Länge y_m , die bei kleinen Fallschachthöhen größer als y_B werden kann, und dem dadurch nicht erfaßbaren Reibungswiderstand. Außerdem wirken sich die getroffenen Annahmen auf die Genauigkeit aus.

5.343 Verluste in der Belüftungsleitung

In der Belüftungsleitung treten Energieverluste auf, die vor allem bei langen und dünnen Leitungen erheblich groß sind und die Luftaufnahme beeinträchtigen. Die Berechnung dieser Verluste kann nach den gleichen Ansätzen wie für Wasser erfolgen[49]:

$$h_1 = \frac{Q_1^2}{2g \cdot F_B^2} \cdot \sum \left[\zeta_B \cdot \frac{F_B^2}{F_i^2} \right] \quad (39)$$

wobei ζ_B der auf den jeweiligen Fließquerschnitt F_i der Belüftungsleitung bezogene Verlustbeiwert für die örtlichen bzw. die Streckenverluste ist. Der Rohrreibungsverlust wird mit

$$\zeta_{B,r} = \lambda_B \cdot L_B / d_B$$

erfaßt, wobei $\lambda_B = f(\text{Re}_1, k_B/d_B)$ und $\text{Re}_1 = \frac{v_1 \cdot d_B}{\nu_1}$,

$$\nu_1 = 15,1 \cdot 10^{-6} [\text{m}^2/\text{s}] \text{ bei } 20^\circ, 760 \text{ Torr [50].}$$

Die Volumenexpansion der Luft kann vernachlässigt werden, da der Druckabfall in der Belüftungsleitung meist nicht allzu groß ist.

5.35 Berechnung des Fallschachtquerschnittes F und des Überdeckungsdurchflusses $Q_{üB}$ bei ringförmiger Belüftung

Bei der Bemessung des Querschnittes des senkrechten Fallschachtes mit ringförmiger Belüftung wird, wie im Kap. 5.23, vom Überdeckungsdurchfluß $Q_{ü}$ ausgegangen. Der Überdeckungsdurchfluß wird entsprechend der erforderlichen Sicherheit zu

$$Q_{ü} = \eta \cdot HQ_E$$

festgelegt, wobei η nach den Untersuchungen im Abschnitt 3.3 festzulegen ist.

Ausgehend von Gl. 29a, die für den Bereich der überdeckten Strömung gilt, kann für $Q_w = Q_{üB}$ und $h_o = h_{oü}$ geschrieben werden

$$Q_{üB} = F \cdot \sqrt{\frac{2g(y_e + h_{oü} + \Delta P_1/\gamma_w)}{\alpha_w + \zeta_e}} \quad (40)$$

mit $\Delta p_1/\gamma_w = (p_o - p_1)/\gamma_w$. F ist der Fallschachtquerschnitt, bei der Anordnung von Strahlabweisern über den Belüftungsöffnungen ist F entsprechend zu vermindern. Damit kann der Überdeckungsdurchfluß berechnet werden, wenn $\Delta p_1/\gamma_w$ bekannt wäre. Der Unterdruck $\Delta p_1/\gamma_w$ ist abhängig von der Geometrie und den hydraulischen Parametern der ringförmigen Belüftung. Je größer der Belüftungsquerschnitt F_B , umso kleiner ist der Unterdruck im Querschnitt (1), was die eigenen Versuchsergebnisse sehr gut veranschaulichen. An Hand dieser Versuchsergebnisse (s. Kap. 7.52) ist es möglich, den Einfluß der Größe der Belüftungsleitung auf den Überdeckungsdurchfluß $Q_{üB}$ zu erfassen und $Q_{üB}$ genauer zu bestimmen. Näherungsweise kann $\Delta p_1/\gamma_w$ bei großem Belüftungsquerschnitt gegenüber $y_e + h_{oü}$ vernachlässigt werden. Das ist in Gl. 9, Kap. 5, 2, die dasselbe Aussehen hat wie Gl. 40, nicht möglich, da dort mit $\Delta p_d/\gamma_w$ der maximal zulässige Unterdruck bezeichnet ist.

Der erforderliche Fallschachtquerschnitt läßt sich für einen zu entwerfenden Schachtüberfall mit ringförmiger Belüftung aus Gl. 40 unter Vernachlässigung von $\Delta p_1/\gamma_w$ leicht herleiten zu

$$F = \frac{\pi d^2}{4} = Q_{üB} \sqrt{\frac{\alpha_w + \zeta_e}{2g(y_e + h_{oü})}} \quad (41)$$

Bei Anordnung von Strahlabweisern wäre F um den Querschnitt dieser Einbauten zu vergrößern. Der Wert α_w kann in dieser Gleichung gleich Eins gesetzt werden. ζ_e ist etwa 0,05...0,1.

5.36 Berechnung des Luftabflusses Q_1 und des Belüftungskoeffizienten β bei ringförmiger Belüftung

Die wohl interessanteste Größe bei Fallschächten mit ringförmiger Belüftung ist der Luftabfluß Q_1 durch die Belüftungsleitung. Sie war bei den von Peterka [41] und BöB [44] durchgeführten Modellversuchen Hauptgegenstand der Untersuchungen.

Bei Fallschächten mit ringförmiger Belüftung tritt die Luft sowohl durch die Schachtachse als auch durch die ringförmige Belüftungsleitung in den Fallschacht ein. Der Luftabfluß infolge ringförmiger Belüftung beginnt erst

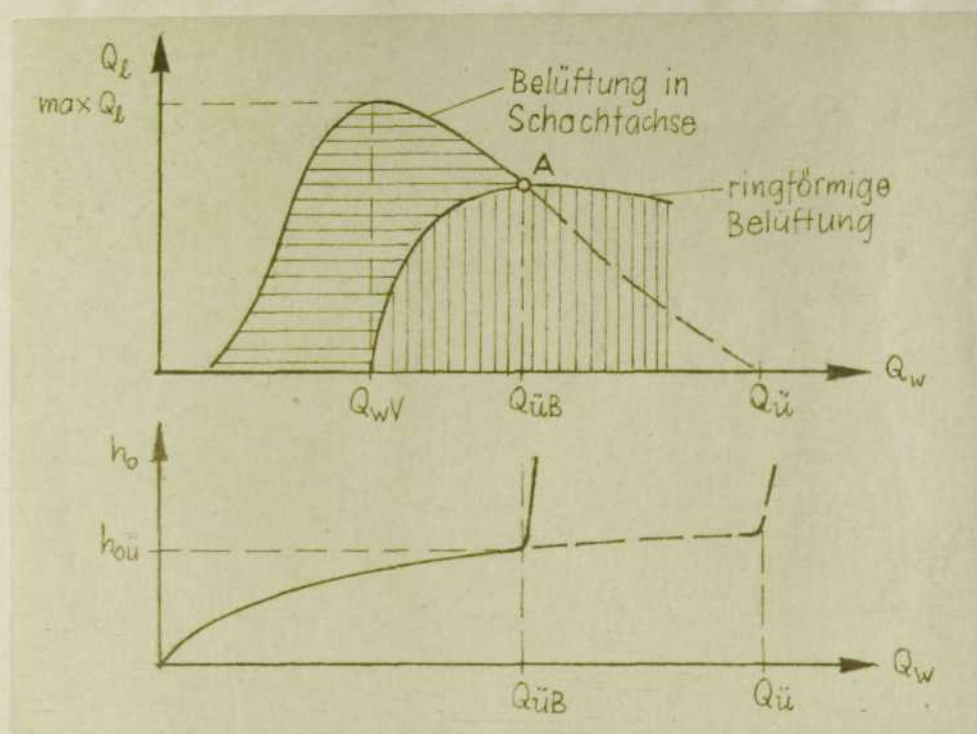


Bild 29: Luftabfluß bei ringförmiger Belüftung

beim Vereinigungsdurchfluß Q_{wV} , wenn Unterdruck im Fallschacht auftritt, und steigt bis zum Überdeckungsdurchfluß Q_{UB} an (Bild 29). Dort schneidet er die Kurve für den Luftabfluß in Schachtachse (Punkt A). Nach der Überdeckung hört die Luftmitnahme nicht auf. Dafür tritt die Überdeckung eher ein, da die zusätzliche Energie für die Luftströmung nur durch ein Ansteigen der Überfallhöhe gedeckt werden kann. Die durch die ringförmige Belüftung anscheinend verursachte Minderung der Maximalleistung tritt jedoch in der Regel nicht auf, da meist $Q_{krit} < Q_{Ü}$ ist, wie auch das Beispiel im Kap. 7.58 zeigt.

Eine Möglichkeit für die Berechnung der Luftmitnahme infolge ringförmiger Belüftung besteht nur beim Überdeckungsabfluß Q_{UB} . Da die Kavitationsgefahr beim Maximalabfluß am größten ist, ist eine Aussage über die Größe des Luftabflusses bei Q_{UB} von besonderem Interesse.

In Kap. 5.33 sind bereits die grundlegenden Gleichungen, die den Luftabfluß beeinflussen, angegeben. Bei der Berechnung des Luftabflusses wird ausgegangen von den Gleichungen 30a und 31a und vorausgesetzt, daß alle geometrischen

Größen bekannt sind. Unbekannte sind dann p_1 , p_l und Q_l bzw. β . Der Wasserabfluß Q_w wird als die Veränderliche eingeführt, von der Q_l bzw. β maßgeblich abhängen. Um zwischen den Gleichungen 30a und 31a einen Zusammenhang herzustellen, wird angenommen, daß

$$\Delta p_1 = k \cdot \Delta p_l \quad (42)$$

ist, wobei k einen Faktor darstellt, der nach den Versuchen größer als Eins ist und die Verluste angibt, die durch die Umlenkung der Luftströmung in die Richtung der Wasserströmung entstehen. Die Bestimmung der Größe von k muß im Modellversuch erfolgen. In Gl. 42 ist $\Delta p_1 = p_0 - p_1$ und $\Delta p_l = p_0 - p_l$. Nun werden die Gleichungen 30a und 31a nach $(p_0 - p_l)/\gamma_w$ bzw. $(p_0 - p_1)/\gamma_w$ aufgelöst. Gl. 30a lautet dann

$$\frac{p_0 - p_l}{\gamma_w} = \frac{\Delta p_l}{\gamma_w} = \frac{\gamma_B}{1 + \beta} + \alpha_w \cdot h_w - h_w(1 + \beta)(\alpha_g + \sum_1^3 \xi_g)$$

Die Geschwindigkeitshöhenausgleichswerte α_w , α_l und α_g werden zur Vereinfachung gleich Eins angenommen. Dann ist

$$\frac{\Delta p_l}{\gamma_w} = \frac{\gamma_B}{1 + \beta} + h_w - h_w(1 + \beta)(1 + \sum_1^3 \xi_g)$$

oder

$$\frac{\Delta p_l}{\gamma_w} = \frac{\gamma_B}{1 + \beta} - h_w \left[(1 + \beta) \cdot \sum_1^3 \xi_g + \beta \right] \quad (30b)$$

Gl. 31 kann mit $\beta = Q_l/Q_w$ und $h_w = Q_w^2/(2g \cdot F^2)$ geschrieben werden

$$\frac{p_0 - p_l}{\gamma_w} = \frac{\Delta p_l}{\gamma_w} = h_w \cdot \beta^2 \cdot \frac{\gamma_B}{\gamma_w} \left[1 + \sum (\xi_B \cdot \frac{F_B^2}{F_l^2}) \right] \cdot \frac{F^2}{F_B^2} \quad (31b)$$

Setzen wir die Gleichungen 30b und 31b mit $\Delta p_1 = k \cdot \Delta p_l$ gleich, so ist

$$\frac{\gamma_B}{1 + \beta} - h_w \left[(1 + \beta) \cdot \sum_1^3 \xi_g + \beta \right] = k \cdot h_w \cdot \beta^2 \cdot \frac{\gamma_B}{\gamma_w} \left[1 + \sum (\xi_B \cdot \frac{F_B^2}{F_l^2}) \right] \frac{F^2}{F_B^2}$$

und nach Einführung des Faktors

$$n = k \cdot \frac{\gamma_B}{\gamma_w} \left[1 + \sum (\xi_B \cdot \frac{F_B^2}{F_l^2}) \right] \cdot \frac{F^2}{F_B^2} \quad (43)$$

ist dann

$$\frac{y_B}{1+\beta} - h_w \left[(1+\beta) \cdot \frac{3}{2} \xi_q + \beta \right] = n \cdot h_w \cdot \beta^2 \quad (44)$$

Nach entsprechender Umformung erhalten wir für den Belüftungskoeffizienten β eine Gleichung dritten Grades in der Form

$$\beta^3 \cdot n + \beta^2 \left(1 + \frac{3}{2} \xi_q + n \right) + \beta \left(1 + 2 \frac{3}{2} \xi_q \right) + \frac{3}{2} \xi_q - \frac{y_B}{h_w} = 0 \quad (45)$$

Eine explizite Form dieser Gleichung, wie man sie z.B. mit Hilfe der Cardanischen Formel erhalten kann, ist zu umständlich, so daß man bei der Berechnung von β am besten durch Probieren oder mit Näherungslösungen vorgeht. Damit ist es möglich, den Belüftungsgrad β und daraus den Luftabfluß Q bei Schachtüberfällen mit ringförmiger Belüftung für den Bereich $Q_w \geq Q_{üB}$ zu berechnen. Die Modellversuche ergaben eine sehr gute Übereinstimmung der gemessenen mit den nach Gl. 45 berechneten Luftabflüssen. Ist $Q_w < Q_{üB}$, so wird infolge der zusätzlichen Belüftung in der Schachtachse das Ergebnis verfälscht. In diesem Bereich können nur experimentelle Untersuchungen Aufschluß geben.

Für den Fall, daß der Belüftungsquerschnitt groß und die Belüftungsleitung kurz ist (geringe Verluste), wird der Beiwert n sehr klein und kann in der Berechnung vernachlässigt werden. Gl. 45 ergibt mit $n = 0$ den max. Belüftungsgrad

$$\beta'^2 \left(1 + \frac{3}{2} \xi_q \right) + \beta' \left(1 + 2 \frac{3}{2} \xi_q \right) + \frac{3}{2} \xi_q - \frac{y_B}{h_w} = 0$$

und damit

$$\beta' = \frac{\sqrt{1 + 4 \left(1 + \frac{3}{2} \xi_q \right) \cdot y_B / h_w} + 1}{2 \left(1 + \frac{3}{2} \xi_q \right)} - 1 \quad (46)$$

Das bedeutet, daß bei relativ großem Belüftungsquerschnitt F_B der Luftabfluß unabhängig von F_B ist, was auch bei verschiedenen Untersuchungen zur Belüftung von Verschlüssen in Rohrleitungen festgestellt wurde (z.B. [51]). Allerdings läßt sich Gl. 46 nicht auf die von Kalinske und Robertson angegebene Gleichung

$$\beta = 0,0066 (Fr - 1)^{1,4} \quad (47)$$

zurückführen, die rein experimentell gefunden wurde und in der $Fr = v/\sqrt{g \cdot y_e}$ die Froudesche Zahl des Schußstrahles bedeutet. In Gl.46 sind sowohl die geometrischen Randbedingungen als auch die hydraulischen Verluste des Fallschachtes enthalten, in Gl.47 fehlt dagegen die wichtige Größe der Energieverluste hinter der Belüftung. Diese Gleichung und ähnliche experimentell ermittelte Beziehungen für die Belüftung von Grundablaßverschlüssen können zur Berechnung der Luftmitnahme bei Fallschächten mit ringförmiger Belüftung nicht verwendet werden.

Von Interesse ist nun ferner, welchen Einfluß die Strahlabweiser auf den Luftabfluß haben, die bei den oben beschrie-

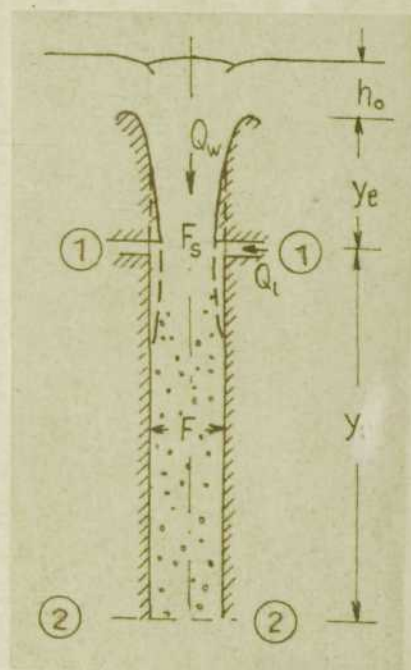


Bild 30: Fallschacht mit Strahlabweisern über der ringförmigen Belüftung

benen Schachtüberfällen mit ringförmiger Belüftung oberhalb der Belüftungsrohre angeordnet sind. Durch die Kontraktion des Querschnittes im Schnitt (1) (Bild 30) dicht oberhalb der Belüftung ändert sich der Druck p_1 , der auch an der Einmündung der Belüftungsleitung noch vorhanden sein wird und erst weiter unten stark abfällt. Bei der Anwendung der Energiegleichung für die Schnitte (1) und (2) ist gegenüber den obenstehenden Ansätzen nach Bild 28 der verengte Querschnitt $F_s < F$ zu berücksichtigen, so daß Gl.30a folgendes Aussehen erhält:

$$\frac{y_B}{1+\beta} + \frac{p_1}{\gamma_w} + \alpha_w \cdot \frac{Q_w^2}{2gF_s^2} = \frac{p_0}{\gamma_w} + \frac{Q_w^2}{2gF^2} (1+\beta) \left(\alpha_g + \sum \zeta_g \right)$$

und mit $h_w = Q_w^2 / (2gF^2)$ und $\alpha_w \approx \alpha_g \approx 1$

$$\frac{y_B}{1+\beta} + \frac{p_1}{\gamma_w} + \alpha_w \cdot h_w \cdot \left(\frac{F}{F_s} \right)^2 = \frac{p_0}{\gamma_w} + h_w (1+\beta) \left(1 + \sum \zeta_g \right)$$

Nach $\Delta p_1 / \gamma_w$ aufgelöst, wird

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = \frac{y_B}{1+\beta} - h_w \left[(1+\beta) \cdot \sum \zeta_g + \beta + 1 - (F/F_s)^2 \right] \quad (30c)$$

Diese Gleichung mit Gl. 31b gleichgesetzt und nach den Faktoren mit β geordnet, ergibt mit $(F/F_s)^2 = \varphi$ (45a)

$$\beta^3 \cdot n + \beta^2 (1 + \sum_1^2 \zeta_g + n) + \beta (2 - \varphi + 2 \sum_1^2 \zeta_g) + \sum_1^2 \zeta_g + 1 - \varphi - \frac{y_B}{h_w} = 0$$

Für $n = 0$ erhalten wir

$$\beta' = \frac{\sqrt{\varphi^2 + 4(1 + \sum_1^2 \zeta_g) \cdot y_B/h_w} + \varphi}{2(1 + \sum_1^2 \zeta_g)} - 1 \quad (46a)$$

Diese Gleichungen unterscheiden sich von Gl. 45 und 46 nur dadurch, daß anstelle von Eins der Wert $\varphi = (F/F_s)^2 > 1$ steht. Das bedeutet, daß durch die Anordnung von Strahlabweisern über den Belüftungsöffnungen die Luftmitnahme etwas größer ist. Da bei den bisher ausgeführten Fallschächten mit ringförmiger Belüftung der Fallschachtquerschnitt durch die Strahlabweiser nur geringfügig verkleinert wird, d.h. $(F/F_s)^2 \approx 1$ ist, wird die Steigerung des Luftabflusses durch diese Maßnahmen gering sein. Wie die eigenen Modellversuche gezeigt haben, ist auch bei kleinen Belüftungsquerschnitten bzw. bei starker Drosselung der Belüftung ein relativ großer Belüftungsgrad ohne Strahlabweiser erreichbar.

5.37 Dimensionierung der ringförmigen Belüftung

Für die Dimensionierung des Querschnittes F_B der ringförmigen Belüftung fehlen bisher fundierte Angaben. Bei den bestehenden Anlagen wurde der Belüftungsquerschnitt willkürlich festgelegt und im Modell- bzw. Naturversuch die Luftzuführung gemessen. Der Belüftungsquerschnitt beim Schachtüberfall der Steinbachtalsperre wurde z.B. folgendermaßen bemessen [44]: Bei einer im Modell beliebig gewählten Belüftungsanlage wurde der Luftabfluß bestimmt. Nach den Erfahrungen, die aus Peterkas Untersuchungen am Heart-Butte-Schachtüberfall gewonnen wurden sowie aus Vergleichsmessungen von Modell und Prototyp bei Tiefschützen wurde in der Natur ein dreifacher Luftbedarf gegenüber den Modellmessungen zugrunde gelegt. Mit einer zulässigen Fließge-

schwindigkeit der Luft von $v_1 = 50 \text{ m/s}$ wurde

$$F_B = Q_{1,N}/v_1$$

berechnet. Es ergab sich im Modell ein maximaler Belüftungsgrad von $\beta_M = 0,4$, das entspricht in der Natur nach obiger Annahme $\beta_N = 1,2$, und mit $Q_{1B} = 30 \text{ m}^3/\text{s}$ ergibt sich $Q_{1N} = 36 \text{ m}^3/\text{s}$. Damit würde eine Querschnittsfläche von $F_B = 36/50 = 0,72 \text{ m}^2$ erforderlich, bei 8 Belüftungsrohren je $0,09 \text{ m}^2$, was einem Durchmesser von $d_B \approx 340 \text{ mm}$ entspricht. Eingebaut wurden jedoch nur 8 $\varnothing 150 \text{ mm}$ mit einer Gesamtfläche von $8 \cdot 0,0177 = 0,142 \text{ m}^2$. Das ergibt bei einem Schachtdurchmesser von $d = 2,20 \text{ m}$ mit einem Querschnitt $F = 3,80 \text{ m}^2$ ein Verhältnis $F_B/F = 3,73\%$ (Beim Heart-Butte-Schachtüberfall hat der Querschnitt der 12 6-zölligen Belüftungsleitungen nur etwa 2,5% des Querschnittes des Fallschachtes von $d = 3,26 \text{ m}$ Durchmesser). Eine derartige Bemessungsmethode, wie sie für den Fallschacht der Steinbachtalsperre angewendet wurde, ist völlig unzuverlässig. Sowohl die Annahme des Luftabflusses in der Natur als auch die Annahme der Fließgeschwindigkeit sind völlig haltlos. Die Fließgeschwindigkeit in der Belüftungsleitung hängt von vielen Faktoren ab, wie aus Gl.45 ersichtlich ist, und kann von vornherein überhaupt nicht abgeschätzt werden. Der Belüftungsgrad β_N wird bei den sehr kleinen Verhältnissen F_B/F von F_B maßgeblich beeinflusst, und F_B wurde im Modell willkürlich angenommen. Um zu einer brauchbaren Bemessungsmethode zu kommen, ist von folgenden Überlegungen auszugehen. Zunächst ist die Frage zu stellen, welcher Belüftungsgrad notwendig ist, damit die ringförmige Belüftung ihren Zweck erfüllt. Dieser Zweck besteht, wie schon beschrieben, darin, Luft direkt an die durch Erosion infolge Kavitation gefährdete Schachtwand heranzuführen. Darüber hinaus baut die Belüftung einen Teil des Unterdruckes ab, und es tritt eine Verminderung der Geräusche ein. Eine Antwort darauf geben Peterkas Untersuchungen [15], der feststellte, daß bei einem Belüftungsgrad von $\beta > 0,07$ keine merklichen Kavitationsschäden auftraten. Es ist also die Dimensionierung der Belüftungsleitung so durchzuführen, daß dieser Belüftungsgrad mindestens garantiert wird. Davon ausgehend, werden die oben aufgestellten

Beziehungen entsprechend ausgewertet. Die Gleichung 44 ergibt, nach n aufgelöst,

$$n = \frac{\frac{\gamma_B}{1+\beta} - h_w \left[(1+\beta) \cdot \sum \zeta_g + \beta \right]}{h_w \cdot \beta^2}$$

Für n wird der Ausgangswert nach Gl.43 eingesetzt:

$$k \cdot \frac{\gamma_L}{\gamma_w} \left[\alpha_L + \sum \left(\zeta_B \cdot \frac{F_B^2}{F_i^2} \right) \right] \cdot \frac{F^2}{F_B^2} = \frac{1}{\beta^2} \left[\frac{\gamma_B}{h_w(1+\beta)} - (1+\beta) \cdot \sum \zeta_g - \beta \right]$$

Die Auflösung nach F_B ergibt

$$F_B = \beta \cdot F \cdot \sqrt{\frac{\gamma_L}{\gamma_w} \cdot \frac{k \cdot \left[\alpha_L + \sum \left(\zeta_B \cdot \frac{F_B^2}{F_i^2} \right) \right]}{\frac{\gamma_B}{h_w(1+\beta)} - \left[(1+\beta) \cdot \sum \zeta_g + \beta \right]}} \quad (48)$$

Damit ist die allgemeine Gleichung für die Berechnung des Belüftungsquerschnittes F_B bereits gefunden. Wird die Belüftungsleitung aus Rohren gleichbleibenden Durchmessers ausgeführt, was zu empfehlen ist, kann Gl.48 weiter vereinfacht werden, wobei außerdem für $\alpha_1 = 1$ und für $\gamma_1 = 1,25 \text{ kp/m}^3$ bei 10°C und 760 Torr gesetzt wird:

$$F_B = 0,035 \beta \cdot F \cdot \sqrt{\frac{k(1 + \sum \zeta_B)}{\frac{\gamma_B}{h_w(1+\beta)} - (1+\beta) \cdot \sum \zeta_g - \beta}} \quad (48a)$$

In dieser Gleichung ist β der erforderliche Belüftungsgrad, der in Anlehnung an Peterkas Ergebnisse zu $\beta > 0,1$ gewählt werden sollte. Alle übrigen Werte, wie z.B. $\sum \zeta_B$ und $\sum \zeta_g = \zeta_m + \lambda_g \cdot y_B/d$, können entsprechend den Angaben in Kap.5.34 und k nach den Versuchsergebnissen (Kap.7.56) bestimmt werden. In $h_w = Q_w^2/2gF^2$ ist für $Q_w = Q_{UB}$ einzusetzen, d.h. Gl.48a gilt exakt nur für Abflüsse $Q_w \geq Q_{UB}$.

Eine Forderung der Praxis geht dahin, in Belüftungsleitungen die Fließgeschwindigkeit nicht größer als $v_1 = 50 \text{ m/s}$ zuzulassen. Höhere Geschwindigkeiten führen zu starkem Lärm und zu Schwingungen in der Belüftungsleitung. Um diese Forderung zu berücksichtigen, muß die Belüftungsleitung einen bestimmten Mindestquerschnitt erhalten, der sich wie folgt angeben läßt.

Aus

$$\beta = Q_1/Q_w \text{ und } v_1 = Q_1/F_B$$

wird

$$\beta \cdot Q_w/F_B = v_1 = 50 \text{ [m/s]}$$

oder

$$\min F_B = \beta_{\text{erf}} \cdot Q_w/v_1 = \beta_{\text{erf}} \cdot Q_w/50, \quad (49)$$

wobei β_{erf} der zur Vermeidung von Kavitationsschäden erforderliche Belüftungsgrad und $Q_w = Q_{\text{üB}}$ ist. Formel 49 erfaßt natürlich nicht die tatsächlichen Strömungsvorgänge in der Belüftungsleitung und im Fallschacht. Sie gibt den Mindestquerschnitt der Belüftungsleitung an, der vorhanden sein muß, damit die Fließgeschwindigkeit bei dem erforderlichen Belüftungsgrad nicht unzulässig groß wird. Meist wird sie nach Gl. 48 ein Belüftungsquerschnitt ergeben, der kleiner ist als $\min F_B$ nach Gl. 49. Dann muß mit $\min F_B$ nach Gl. 49 gerechnet werden. Ein größerer Belüftungsquerschnitt als nach Gl. 48 verursacht aber eine Erhöhung des Luftabflusses, so daß $v_1 < 50 \text{ m/s}$ wiederum nicht eingehalten würde. Deshalb muß versucht werden, zwischen den rechnerischen Werten nach Gl. 48a und 49 Übereinstimmung zu erzielen. Das ist nur dadurch möglich, daß in Gl. 48a der Wert ζ_B größer wird. Praktisch bedeutet das, in die Belüftungsleitung mit dem Querschnitt $\min F_B$ nach Gl. 49 eine Drosselung (Blende, Schieber) einzubauen. Bei kurzen Leitungen (Beispiel Obernau) ist zu prüfen, ob die Bedingung $v_1 < 50 \text{ m/s}$ eingehalten werden muß, denn der Schachtüberfall wird schließlich selten in Tätigkeit sein, so daß kurzzeitige Geräuschbelästigungen in Kauf genommen werden könnten.

5.38 Größe des Unterdruckes am Fallschachtanfang bei ringförmiger Belüftung

Wie eingangs (Kap. 5.33) erwähnt, besteht ein Unterschied in der Größe des Unterdruckes im Fallschacht ober- und unterhalb der ringförmigen Belüftung. Die Wirkung des Lufteintrittes in den Fallschacht ist vergleichbar mit der einer Querschnittseinsengung, hinter der sich die Fließgeschwindigkeit vergrößert und der Druck absinkt. Dieser Druckabfall geht

hier allmählich vor sich, da zunächst Wasser und Luft getrennt fließen, wobei die Fließgeschwindigkeit der an der Schachtwand entlangfließenden Luft wesentlich größer als die des Wassers ist. Erst nach einer entsprechenden Fließstrecke y_m (Bild 28) sind Wasser und Luft homogen vermischt und der maximale Druckabfall erreicht. Zur Berechnung des größten Unterdruckes im Fallschacht bei ringförmiger Belüftung wird die Energiegleichung für den Abschnitt (2) - (3) (Bild 27) aufgestellt:

$$y_2 \cdot \gamma_g + p_2 + \alpha_g \cdot \gamma_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} + \sum_0^2 h_v = p_0 + \alpha_g \cdot \gamma_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} + \sum_0^3 h_v \quad (50)$$

Die Volumenexpansion wird vorerst vernachlässigt und gleichmäßige Druckverteilung über die betrachteten Querschnitte vorausgesetzt. Analog der Berechnung im Kapitel 5.251 ergibt sich für den maximalen Druckabfall im Fallschacht

$$\frac{p_0 - p_2}{\gamma_w} = \frac{\Delta p_2}{\gamma_w} = \frac{y_2}{1 + \beta} - h_w (1 + \beta) \cdot \sum_2^3 \xi_g \quad (51)$$

Diese Gleichung unterscheidet sich in ihrem Aufbau nicht von Gl. 17 für einen Fallschacht ohne Belüftungseinrichtung, allerdings haben die Parameter y_2 , β und $\sum \xi_g$ andere Größen als in Gl. 17. Die Länge y_2 ist kleiner als die Fallschachtlänge y und abhängig von Q_w und β . Der Belüftungsgrad β kann für $Q_w \geq Q_{üB}$ nach Gl. 45 berechnet werden.

Gleichfalls läßt sich unter Berücksichtigung der Volumenexpansion eine der Gl. 23 entsprechende Beziehung ableiten, die die Form hat

$$\frac{\Delta p_2}{\gamma_w} = \frac{y_2}{(1 + \beta_2) \cdot \delta} - h_w \cdot \frac{(1 + \beta_2)}{\delta} \left[\kappa \cdot \sum_2^3 \xi_g - \omega \right] \quad (52)$$

und in der die Beiwerte δ , κ und ω (Gl. 24 bis 26) den Einfluß der Komprimierbarkeit der Luft erfassen.

Diese Untersuchung zeigt, daß hinsichtlich der Größe des maximalen Unterdruckes bei Fallschächten mit und ohne ringförmige Belüftung kein wesentlicher Unterschied besteht. Bei den Modellversuchen wurde der maximale Unterdruck im Fallschacht in Abhängigkeit vom Grad der Öffnung der ring-

förmigen Belüftung ermittelt und festgestellt, daß seine Größe davon kaum beeinflußt wird. Im Bereich der Belüftungsöffnungen ist ein merklicher Abbau des Unterdruckes durch Belüftung zu verzeichnen. Die Ergebnisse der Versuche werden unter 7.53 behandelt.

5.4 Fallschacht mit Verengung des Querschnittes

5.41 Allgemeines

In Kap.5.1 wurde bereits die Möglichkeit der Verhinderung von Unterdruck im Fallschacht durch Querschnittsverengungen erwähnt. Die Einengung kann vor oder im Krümmer, kontinuierlich mit der Tiefe oder mittels konischem Übergangsstück erfolgen. Durch diese Maßnahmen wird ein Aufstau des Wassers im Fallschacht erzeugt und Unterdruck abgebaut. In Bild 31

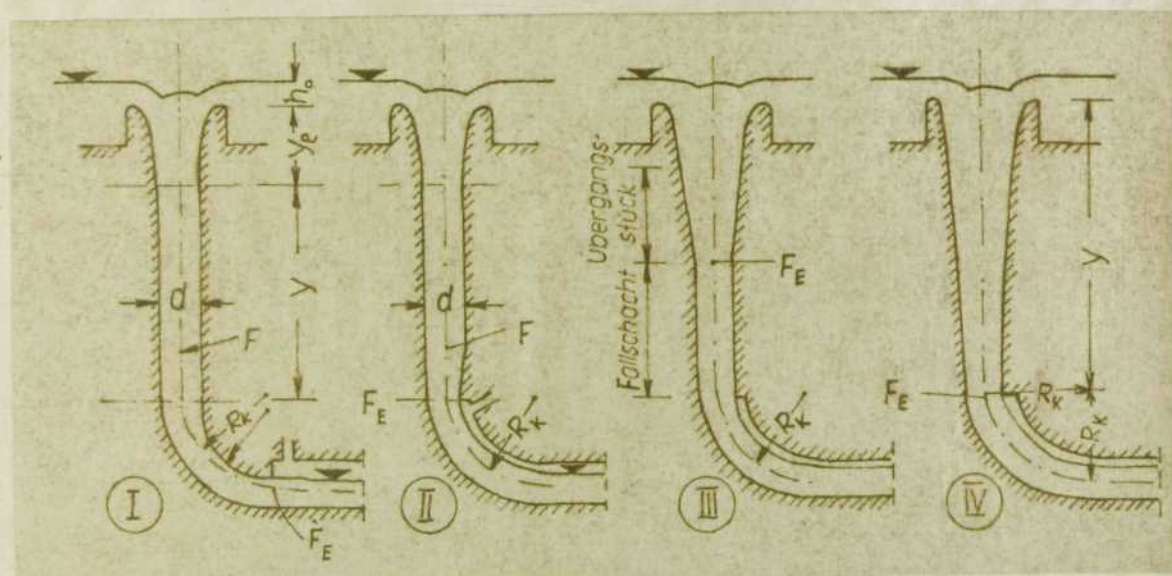


Bild: 31: Möglichkeiten der Verengung des Fallschachtes sind einige Möglichkeiten für die Anwendung einer Fallschachtverengung dargestellt.

Bei Lösung I erfolgt die Verengung im Krümmer. Zahlreiche Schachtüberfälle sind in dieser Weise ausgeführt worden. Da es sich dabei vor allem um Probleme des Krümmers handelt, wird darauf im Kapitel 6 näher eingegangen.

Bei Lösung II ist vor dem Krümmer ein Strahlabweiser angeordnet, der eine einwandfreie Strahlablösung garantiert

und bei größeren Abflüssen gleichzeitig einen Aufstau erzeugt. Je nach der Fallschachtlänge y und dem Abfluß H_{QE} kann die eingeengte Querschnittsfläche $F_E < F$ so bestimmt werden, daß Unterdruck im Fallschacht nicht auftritt oder entsprechend begrenzt wird. Allerdings ist bei den Schachtüberfällen, wo Strahlabweiser vor dem Krümmer angewandt wurden, der Hauptzweck stets die Strahlführung und Gewährleistung der Freispiegelströmung im Stollen. Deshalb wird die Frage der Vermeidung von Unterdruck mit Hilfe von Strahlabweisern hier nicht näher betrachtet. Im Kapitel 6 wird ihre Wirkung auf die Strömungsverhältnisse im Krümmer und Ablaufstollen untersucht.

Bei Lösung III wird zwischen Schachteinlauf und Fallschacht ein konisches Übergangsstück eingeschaltet. Dadurch wird der Unterdruck im Fallschacht geringer. Diese Lösung ist mehrfach angewendet worden.

Die hydraulisch beste Formgebung ist mit Lösung IV möglich, bei der der Fallschacht auf seiner gesamten Länge kontinuierlich verengt wird. Die Verengung erfolgt so, daß das Produkt aus der mit der Fallstrecke zunehmenden Fließgeschwindigkeit und dem Fließquerschnitt konstant ist, so daß im gesamten Fallschacht Atmosphärendruck herrscht. Damit gleichbedeutend ist, die Methode der Profilierung des Schachteinlaufes nach der Strahlform am scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfall auf die gesamte Fallhöhe zu erweitern, wobei die Wandreibung zu berücksichtigen ist.

Die kontinuierliche Verengung des Fallschachtes hat jedoch zwei Nachteile: Erstens kann für die Herstellung des Fallschachtes keine Gleitschalung verwendet werden. Der sich ständig ändernde Durchmesser ist dafür äußerst hinderlich. Zweitens besteht bei einer zu starken Verengung des Querschnittes die Gefahr der Verstopfung durch Schwemmgut (Wildholz, Eis). Die hydraulisch beste Lösung steht demnach im Widerspruch zu den Erfordernissen der Bauausführung und der Betriebssicherheit. Bei großen Fallhöhen und Abflüssen, wie sie vorwiegend z.B. in der Sowjetunion und den USA vorkommen, ist die kontinuierliche Verengung des Fallschachtes

jedoch die sicherste Lösung. Deshalb ist eine hydraulisch einwandfreie Bemessungsmethode für diese Konstruktion von besonderem Interesse.

5.42 Anwendungsbeispiele und Berechnungsmethoden für kontinuierlich verengte Fallschächte

Viele der bisher ausgeführten Schachtüberfälle sind mit nach unten sich verjüngendem Fallschachtquerschnitt ausgeführt worden. Meist handelt es sich dabei um Entlastungsanlagen größeren Ausmaßes. Beispiele dafür sind die Schachtüberfälle Menjil im Iran [52], Hungry Horse (mit Schrägschacht) [3] sowie Owyhee und Gibson [8] in den USA, ferner Oache [53] in der Sowjetunion und Manuherikia-Falls [8] in Neuseeland.

Mit der Berechnung verengter Fallschächte hat sich erstmalig der Amerikaner Kurtz [54] im Jahre 1924 beschäftigt. Aufbauend auf Modellversuchen für den Davis-Bridge-Schachtüberfall, hat er eine Berechnungsmethode für einen flachkronigen Einlauf und ein daran anschließendes konisches Übergangsstück entwickelt. In der Sowjetunion ist diese Berechnungsmethode im Jahre 1935 von Achutin [16] aufgegriffen und weiterentwickelt worden. Sie ist heute weit verbreitet und auch in den bei uns bekannten Handbüchern von Mostkow [17] und Kiseljew [10] enthalten. Sastry [3] hat diese Berechnungsmethode untersucht und ihre Mängel dargelegt, so daß auf die Darlegung näherer Einzelheiten verzichtet werden kann.

In den Jahren 1958 und 1959 sind in der Sowjetunion zwei bemerkenswerte Arbeiten über die Berechnung von Schachtüberfällen erschienen, in denen verbesserte Verfahren für die Berechnung des kontinuierlich verengten Fallschachtes enthalten sind. Diese Arbeiten stellen den neuesten Stand in der Sowjetunion auf dem Gebiet der Berechnung der Schachtüberfälle dar und werden deshalb im folgenden näher erläutert.

5.421 Berechnungsmethode von Sokolowski

Sokolowski [55] hat eine Berechnungsmethode für den senkrechten Fallschacht mit veränderlichem Querschnitt ent-

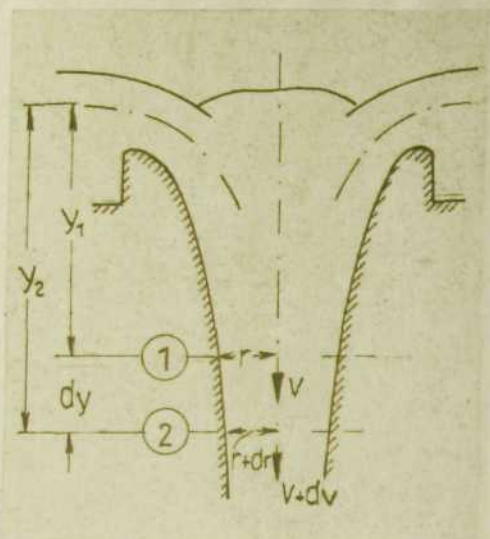


Bild 32

(Bild 32) folgendes Aussehen:

$$- dy + \frac{dp}{\gamma} + \frac{v dv}{g} + \frac{Q^2}{K^2} dy = 0 \quad (53)$$

Darin ist $K = F \cdot C \cdot \sqrt{R_H}$ der "Verlustmodul" in einem beliebigen Querschnitt F ; C ist der Beiwert nach Chezy und R_H der hydraulische Radius.

Es wird vorausgesetzt, daß der Druck im Fallschacht atmosphärisch ist, d.h. $p = p_0 = \text{const}$ und $dp = 0$. Mit $v = Q/F$ wird $dv = - Q dF / F^2$ und damit

$$\frac{v dv}{g} = - \alpha \cdot \frac{Q}{F} \cdot \frac{Q dF}{F^2} \cdot \frac{1}{g} = - \alpha \cdot \frac{Q^2}{g} \cdot \frac{dF}{F^3}$$

Damit lautet Gl.53

$$- dy - \alpha \cdot \frac{Q^2}{g} \cdot \frac{dF}{F^3} + \frac{Q^2}{K^2} dy = 0$$

Die Auflösung nach dy ergibt

$$dy = \frac{\alpha \cdot Q^2}{g} \cdot \frac{dF}{F^3} \quad (54)$$

$$Q^2 / K^2 - 1$$

Bei genügender Schachtlänge wird gleichförmige Strömung eintreten, d.h. die Verlusthöhe ist gleich der Zunahme der Fallhöhe. Der Durchmesser, bei dem diese Strömung erreicht

wird, sei mit d_0 und die Schachtfläche mit F_0 bezeichnet. Mit dem Gefälle $i = 1$ ergibt die Fließformel von Chezy

$$Q = F_0 \cdot C \cdot \sqrt{R_{H0}} = K_0 \quad (55)$$

Oben eingesetzt, erhält man

$$dy = \frac{\frac{\alpha \cdot K_0^2}{q} \cdot \frac{dF}{F^3}}{(K_0/K)^2 - 1} \quad (56)$$

Der Zähler des Bruches wird folgendermaßen umgeformt:

$$\frac{\alpha \cdot K_0^2}{q} \cdot \frac{dF}{F^3} = \left(\frac{K_0}{K}\right)^2 \cdot \frac{\alpha \cdot C^2 \cdot R_H}{q} \cdot \frac{dF}{F}$$

Wird für den hydraulischen Radius $R_H = r/2$ und für $dF/F = 2dr/r$ eingeführt, so erhält man

$$dy = \frac{\alpha \cdot C^2}{q} \cdot \frac{(K_0/K)^2}{(K_0/K)^2 - 1} dr \quad (57)$$

Das Verhältnis $(K_0/K)^2$ kann schließlich noch umgerechnet werden in

$$\left(\frac{K_0}{K}\right)^2 = \frac{F_0^2 \cdot C^2 \cdot R_{H0}}{F^2 \cdot C^2 \cdot R_H} = \left(\frac{r_0}{r}\right)^x$$

wobei $x = 5 + 2y'$ und y' der Exponent in der Fließformel von Pawlowski ist:

$$v = \frac{1}{n} \cdot R_H^{y'} \cdot \sqrt{R_H \cdot J}$$

Für glatten Beton kann gerechnet werden mit $y = 1/6$.

Der Beiwert $1/n$ entspricht dem bei uns gebräuchlichen Rauigkeitsbeiwert M nach Manning-Strickler.

Wird für $(K_0/K)^2 = (r_0/r)^x$ und außerdem $r/r_0 = \xi$ eingeführt, so ergibt sich

$$dy = \frac{\alpha \cdot C^2 \cdot r_0}{q} \cdot \frac{d\xi}{1 - \xi^x} \quad (58)$$

Die Integration von y_1 bis y_2 und ξ_1 bis ξ_2 liefert

$$\int_1^2 dy = \Delta y = y_2 - y_1 = \frac{\alpha \cdot C^2 \cdot r_0}{q} \cdot [B(\xi_2) - B(\xi_1)] \quad (59)$$

ξ	$B(\xi)$	ξ	$B(\xi)$	ξ	$B(\xi)$	ξ	$B(\xi)$
1,15	0,1659	1,28	0,0908	1,46	0,0478	1,85	0,0164
1,16	0,1569	1,30	0,0839	1,48	0,0448	1,90	0,0146
1,17	0,1490	1,32	0,0777	1,50	0,0421	1,95	0,0130
1,18	0,1418	1,34	0,0721	1,55	0,0362	2,00	0,0116
1,19	0,1349	1,36	0,0670	1,60	0,0313	2,10	0,0094
1,20	0,1284	1,38	0,0625	1,65	0,0273	2,20	0,0077
1,22	0,1173	1,40	0,0583	1,70	0,0238	2,30	0,0063
1,24	0,1074	1,42	0,0545	1,75	0,0209	2,40	0,0052
1,26	0,0987	1,44	0,0510	1,80	0,0185	2,50	0,0044

Tafel 2

Die Funktion $B(\xi) = \int \frac{d\xi}{1-\xi^6}$ lässt sich durch Reihenentwicklung darstellen. Ihre Werte sind für $y' = 1/6$ bzw. $x = 5,33$ in Tafel 2 eingetragen.

Mit Gl.59 kann die Fallschachtform berechnet werden. Dafür ist zuerst der Radius r_0 bei gleichförmiger Bewegung zu ermitteln. Aus Gl.55 lässt sich mit $R_{H0} = r_0/2$ und $C = M \cdot R_{H0}^{1/6}$ ableiten

$$r_0 = 0,774 \cdot (Q/M)^{3/8} \quad (60)$$

mit Q = Maximalabfluß, M = Manning-Strickler-Beiwert.

Für die Berechnung werden verschiedene Radien $r > r_0$ vorgegeben und dafür die Abschnitte Δy berechnet. Man beginnt an einem Punkt des Einlaufprofils mit dem Radius r_1 und rechnet so weit, bis mit Δy die Fallhöhe y des Schachtes erreicht ist. Die Berechnung wird zweckmäßig tabellarisch nach folgendem Schema durchgeführt:

Nr.	r	$\xi = \frac{r}{r_0}$	$B(\xi)$	$R_H = \frac{r}{2}$	$C = M \cdot R_H^{1/6}$	$\frac{\alpha \cdot C^2 \cdot r_0}{g}$	$\frac{B(\xi_n) - B(\xi_{n-1})}{B(\xi_{n-1})}$	Δy	y
-	m	-	-	m	m ^{1/2} /s	m	-	m	m

Für die weitere Berechnung des Schachtüberfalles unterscheidet Sokolowski zwei Fälle:

- der Ablaufstollen wirkt als Druckstollen,
- im Ablaufstollen liegt Freispiegelabfluß vor.

Im ersten Fall wird die Fallschachtverengung nicht bis zum Krümmer geführt, sondern es wird ein Fallschachtteil mit konstantem Durchmesser eingeschoben, wie es dem bisher üblichen Berechnungsverfahren [17, 18] entspricht. Das ist jedoch nicht zu empfehlen, da bei dieser Lösung an der Krümmersinnenseite Unterdruck auftritt und bei Teilabflüssen instationäre Abflußvorgänge im Ablaufstollen stattfinden, die zu explosionsartigen Erscheinungen führen können. Der Ablaufstollen sollte auch beim maximalen Abfluß mit Freispiegel arbeiten. Die Fallschachtverengung wird bis zum Beginn des Krümmers geführt, und im Krümmer wird durch eine geringe Querschnittserweiterung ebenfalls Freispiegelabfluß erzeugt (näheres s. Kap. 6). Sokolowski hat diesen Unterschied in der Wirkungsweise des Ablaufstollens nicht beachtet.

5.422 Berechnungsmethode von Mois

Von denselben Voraussetzungen ausgehend wie Sokolowski hat Mois [33] ebenfalls ein neues Berechnungsverfahren für Fallschächte mit veränderlichem Querschnitt entwickelt. Die Berechnung wird wiederum für den Überdeckungsabfluß Q_u durchgeführt, dessen Größe in Bezug auf HQ_E vorher festzulegen ist. Für die Berechnung wird im ersten Fall ein mit Freispiegelabfluß durchflossener Ablaufstollen vorausgesetzt. Das Be-

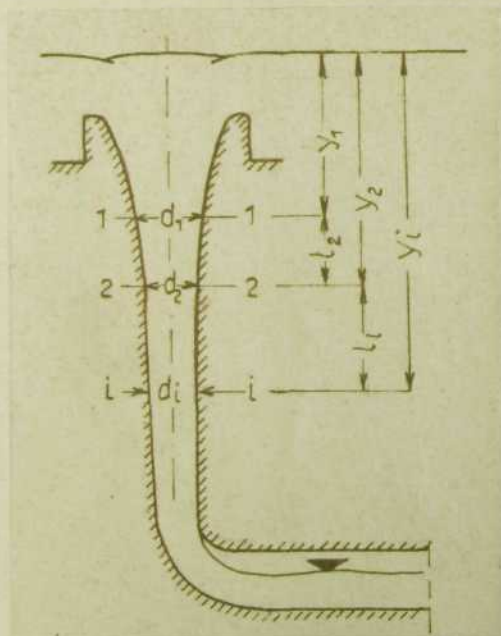


Bild 33: Kontinuierlich verengter Fallschacht

rechnungsschema soll an Hand von Bild 33 erläutert werden. An den Fallschachtwänden wird wiederum Atmosphärendruck vorausgesetzt. Die Fließgeschwindigkeit in einem beliebigen Querschnitt habe die Größe

$$v_i = \varphi_i \cdot \sqrt{2gy_i} = Q_u / F_i \quad (61)$$

Dabei ist φ_i der Geschwindigkeits- oder Durchflußkoeffizient, dessen Größe bei dem bisherigen Berechnungsverfahren [17] zu $\varphi = 0,98 = \text{const}$ angenommen wurde. Unter Berücksichtigung der Energieverluste kann der Beiwert φ_i berechnet werden mit

$$\varphi_i = \frac{1}{\sqrt{\zeta_e \left(\frac{F_i}{F_1}\right)^2 + \sum_{j=1}^i \frac{2gl_j}{C_{im}^2 \cdot R_{im}} \cdot \left(\frac{F_i}{F_{i-1}}\right)^2 + \alpha + \zeta_K}} \quad (62)$$

Im einzelnen bedeuten:

- ζ_e = Einlaufverlustbeiwert, von Moiss zu $\zeta_e = 0,05$ angegeben,
 F_i = Fläche des i-ten Querschnittes,
 C_{im} = Chezy-Beiwert für den i-ten Abschnitt, der nach dem mittleren Durchmesser des Abschnittes zu ermitteln ist, nach Manning-Strickler $C_{im} = M \cdot R_{im}^{1/6}$, M-Manning-beiwert,
 $R_{im} = (d_i + d_{i+1})/8$ = mittlerer hydraulischer Radius für den i-ten Abschnitt,
 l_i = Abstand zwischen dem i-ten und dem vorhergehenden Querschnitt ($i - 1$),
 α = Geschwindigkeitshöhenausgleichswert, im Durchschnitt $\alpha \approx 1,7$
 ζ_K = Widerstandskoeffizient im Krümmer (wird nur dann berücksichtigt, wenn die Verengung bis durch den Krümmer geführt wird.)

Bei der Berechnung wird so vorgegangen, daß man den Fallschacht in Abschnitte von 5 bis 7 m Länge aufteilt und mit dem Querschnitt 1 am Ende des Einlaufprofils beginnt. Es wird berechnet

$$\varphi_1 = \frac{1}{\sqrt{\zeta_e + \alpha}} \quad v_1 = \varphi_1 \sqrt{2g y_1} \quad d_1 = \sqrt{\frac{4Q}{\pi v_1}}$$

Die folgenden Querschnitte werden durch Proberechnungen ermittelt in dem für das gewählte Längenelement der neue Durchmesser d_2 zunächst gewählt und die mittleren Werte C_{2m} und R_{2m} berechnet werden. Die Verlustbeiwerte werden auf den neuen Querschnitt bezogen und danach φ_2 , v_2 und d_2 bestimmt. Erst nach entsprechender Übereinstimmung des angenommenen mit dem errechneten Durchmesser kann zum nächsten Querschnitt übergegangen werden. Die Berechnungen werden bis zum Beginn des Krümmers fortgesetzt.

Dieses Berechnungsverfahren ist infolge der notwendigen Proberechnungen äußerst aufwendig. Moiss schlägt deshalb vor,

die folgende Beziehung für die Bestimmung des Abstandes l_i zwischen einem vorher berechneten und dem nachfolgend gewählten Querschnitt zu verwenden, die er aus Gl. 62 erhalten hat:

$$l_i = \frac{\eta_i - \varphi_{i-1}^2 \cdot A_i}{\varphi_{i-1}^2 \cdot B_i - \frac{\varphi_i}{\varphi_{i-1}}} \quad (63)$$

Darin sind η , A und B Konstante, die sich aus den Querschnittswerten und den hydraulischen Verlustbeiwerten berechnen lassen. Die Berechnung erfolgt damit nach der gleichen Methode, die Sokolowski anwendet, nämlich durch die Wahl des nächsten Durchmessers die folgende Länge zu bestimmen. Allerdings ist eine direkte Berechnung mit Gl. 63 auch nicht möglich, da, wie man auf den ersten Blick sieht, φ_i wieder nur mit l_i berechnet werden kann. Auch hier sind also Proberechnungen notwendig. Schließlich wird von Mois noch der Fall untersucht, daß der Ablaufstollen als Druckstollen arbeitet und den gleichen Durchmesser wie der Ausgang des Krümmers hat. Bei der Berechnung des Stollenaustrittsquerschnittes sind in diesem Falle noch die hydraulischen Verluste des Krümmers und Ablaufstollens im Beiwert φ mit zu berücksichtigen.

Mois hat zur Überprüfung der Ergebnisse Versuche an einem Schachtüberfallmodell mit Verengung des Fallschachtes durchgeführt. Es wurde dabei sowohl ein nach der Methode von Achutin [16] und Sevko [34] als auch ein nach der von Mois entwickelten Berechnungsmethode entworfener Fall-schacht untersucht. Beim Überdeckungsdurchfluß wurden in beiden Modellen keine Unterdrücke festgestellt, abgesehen von der Krümmerinnenseite. Bei Teilabflüssen war die Betriebsweise des nach Mois' Methode berechneten Fallschachtes entschieden besser. Am anderen Modell, bei dem der untere Teil des Fallschachtes zylinderförmig war, traten erhebliche Druckpulsationen auf. Da diese Betriebszustände weit häufiger auftreten als der Maximalabfluß, ist die Anwendung eines stetig bis nach unten verengten Fallschachtes unter allen Umständen der Anordnung eines Übergangsstückes mit anschließendem gleichbleibenden Schacht-, Krümmer- und Stollendurchmesser vorzuziehen.

5.423 Vergleich und Kritik der beiden Verfahren

Die Verfahren von Sokolowski und Mois stellen aus folgenden Gründen eine wesentliche Verbesserung der bisher üblichen Methode der Berechnung von Schachtüberfällen mit verengtem Fallschacht bzw. Übergangsstück dar:

1. Es wird in beiden Fällen der Überdeckungsdurchfluß Q_u für die Bemessung des Fallschachtes, Krümmers und Stollens zu Grunde gelegt. Dieser Abfluß muß vorher durch eingehende Überlegungen (s. Kapitel 3.2) festgelegt werden. Dabei fließt nur Wasser allein durch den Fallschacht, und die hydraulische Berechnung ist eindeutig möglich. Bei den bisherigen Verfahren wird für HQ_{TE} bemessen; der Vereinigungspunkt liegt dabei oft weit unten, und durch die Strömung wird infolge hoher Fließgeschwindigkeit erheblich viel Luft mitgerissen, was aber bei der Berechnung nicht berücksichtigt wird. Der Fallschacht wird nach dem bisherigen Verfahren zu eng bemessen; es besteht die Gefahr der Bildung großen Unterdruckes (wie Kurtz [54] am Modell des Davis Bridge Damms auch feststellte), und die tatsächlichen Fließverhältnisse sind erheblich anders als vorausgesetzt. Eine Überlastung der Anlage ist außerdem kaum möglich.
2. Von beiden Verfassern wird der Frage der Freispiegelströmung im Ablaufstollen besonderes Augenmerk geschenkt, wenn es allerdings auch nicht so deutlich zum Ausdruck kommt. Wird nämlich bei der Berechnung vorausgesetzt, daß der Ablaufstollen mit Freispiegel arbeitet, so ergibt sich dadurch die Notwendigkeit, den Fallschacht auf die gesamte Länge zu verengen, um Unterdruck an keiner Stelle zuzulassen. Dieser Frage wurde bisher kaum Bedeutung zugemessen. Eine Freispiegelströmung im Ablaufstollen ist jedoch, wie im Kap. 6 dargelegt wird, unter allen Umständen zu gewährleisten. Infolgedessen muß die Berechnung des senkrechten Fallschachtes unter dieser Voraussetzung erfolgen.

3. Schließlich ist es ein Gegenstand der beiden Verfahren, die hydraulischen Verluste, insbesondere im Fallschacht, rechnerisch besser zu erfassen, als es nach den bisherigen Verfahren mit $\varphi \approx 0,98$ geschah, d.h. daß bisher unabhängig von der Fallhöhe mit einem konstanten Energieverlust von 2% gerechnet wurde. Dieser ist in Wirklichkeit bedeutend größer (d.h. φ wesentlich kleiner) und wird bei den Verfahren von Sokolowski und Mois genau erfaßt.

Was den Rechenaufwand zur Ermittlung der Verengung des Fallschachtes anbelangt, so ist ohne Zweifel der eleganteren Lösung von Sokolowski der Vorzug zu geben.

Bei beiden Autoren ist, wie bisher schon, eine Untersuchung der Probleme bei Teilabflüssen, die ja viel häufiger vorkommen, nicht theoretisch vorgenommen worden, was als Mangel zu bezeichnen ist. Es wäre zu untersuchen, ob ein Schachtüberfall bei $Q_w < Q_{li}$ ebenfalls betriebssicher arbeitet, wie groß die Luftmitnahme ist und ob die Luft schadlos abgeführt wird.

Dafür sind weitere Untersuchungen notwendig, die über den Rahmen des Vorliegenden hinausgehen und nicht durchgeführt wurden.

5.5 Fallschacht mit erzwungener Spiralströmung

Während bei den meisten Schachtüberfällen Maßnahmen ergriffen wurden, um am Schachteinlauf die Entstehung leistungsmindernder Einlaufwirbel zu verhindern, sind neuerdings in der ČSSR Schachtüberfälle gebaut worden, bei denen durch besondere Leitwände eine Spiralbewegung im Fallschacht erzwungen wird. Auf den ersten Blick erscheint ein derartiges Vorgehen mehr Nachteile als Vorteile zu bringen, denn man ist geneigt anzunehmen, daß insbesondere die Leistungsfähigkeit des Überfalles beeinträchtigt wird. Eine nähere Untersuchung zeigt jedoch, daß das sog. "Spiralregime" einige bemerkenswerte Vorzüge besitzt. Der Grundgedanke dieser Konstruktion beruht darauf, durch zweckentsprechende Stellung von Leitwänden im Einlauf eine radiale Anströmung ohne leistungsmindernden Wirbel im Becken zu erzeugen, im Fallschacht dagegen eine Spiralbewegung hervorzurufen, die

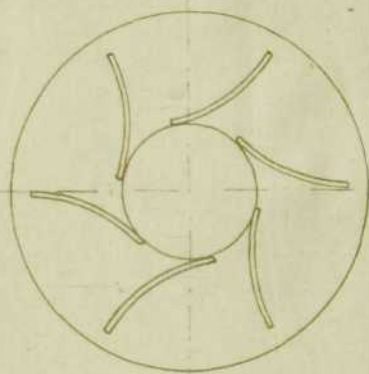
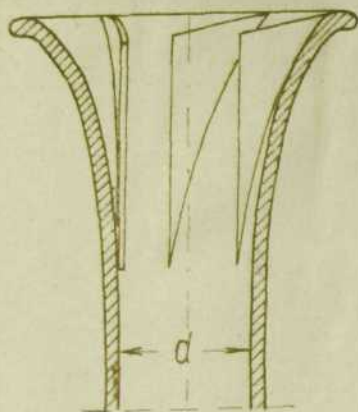


Bild 34: Fallschacht mit Spiral-Leitwänden

das Wasser an die Schachtwand an-
drückt und dadurch Unterdruck ver-
hindert. Im Zusammenhang mit den in
der ČSSR in den Jahren nach 1960 er-
richteten Komplexbauwerken bei Stau-
dämmen sind mehrere Modellversuche
an Schachtüberfällen mit diesen Ein-
richtungen durchgeführt worden.
Haindl, Doležal und Král [7] haben
den Schachtüberfall Hracholusky mo-
dellmäßig untersucht und dabei erst-
malig Spiral-Leitwände entsprechend
Bild 34 verwendet. Darüber hinaus
wurde eine Anzahl weiterer Ausführungs-
möglichkeiten von Leiteinrichtungen
und anderer Maßnahmen am Schachtein-
lauf untersucht, die in Bild 35 zu-
sammengestellt sind. Die Abflußkurven,
die bei den verschiedenen Einlaufbe-
dingungen gemessen wurden, sind auf
Bild 36 zu sehen. Die Form A ohne
jegliche Leitwände im Einlauf zeigt
im überdeckten Bereich stark schwan-

Obr. 7. Úpravy šachtového přepadu.
A. Prostý přepad, — B. přepad se vzdu-
tým vodním polštářem, — C. přepad se
spirálovým průtokovým režimem, —
D. přepad s jednostranným přítokem
k šachtě, — E. přepad s protivírovým
křížem, — F. přepad s vložkou přikrý-
vající vírové jádro.

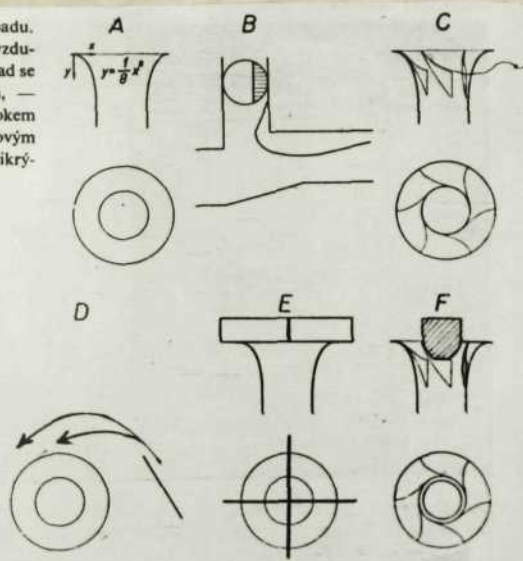


Bild 35: Verschiedene, von Haindl [7] untersuchte Zufüh-
rungsbedingungen und Leiteinrichtungen am Einlauf

kende Überfallhöhen, die von der Intensität des Einlaufwirbels abhängen. Das größte Leistungsvermögen wird mit Wirbelkreuz

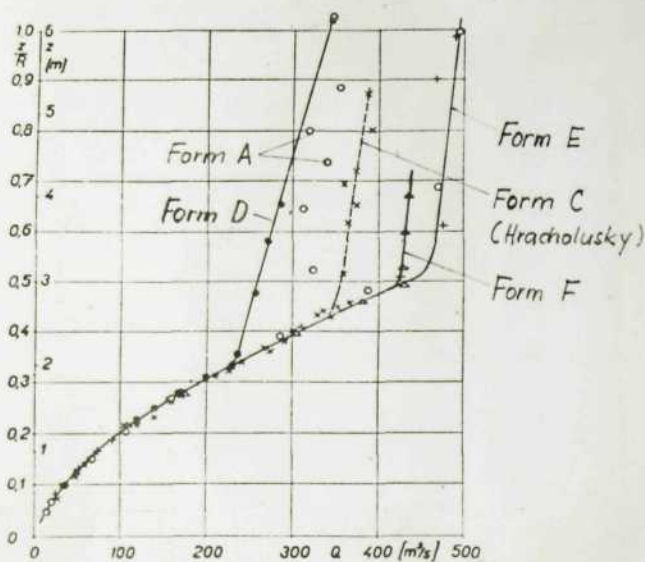


Bild 36. Abflußcharakteristik bei verschiedenen Einlaufbedingungen

der Natur bereits über der maximalen Leistungsgrenze Q_{krit} liegen. Ebenso wird ja auch bei anderen Maßnahmen zur Verminderung des Unterdruckes, z.B. bei ringförmiger Belüftung, die maximale Leistungsfähigkeit meist $Q_u < Q_{krit}$ sein. Bei der Bemessung des Fallschachtes ist dieses Verhalten entsprechend zu berücksichtigen.

Auf die Arbeitsweise des Fallschachtes wirkt sich das Spiralregime sehr vorteilhaft aus. Die im Grundriß viertelkreisförmigen Spiral-Leitwände (Bild 34 und 37) erzeugen bis zum Beginn des Fallschachtes eine Rotationsbewegung, deren Zentrifugalkwirkung das Wasser an die Schachtwand andrückt und dadurch Unterdruck abbaut. Die Größe des Unterdruckes hängt von der Fallschachtlänge, dem Wasserabfluß und der erreichbaren Zirkulationsgröße ab. Quantitative Ergebnisse über den Einfluß der Zirkulationsgröße auf den Unterdruck liegen nicht vor.

Besonders günstige Resultate wurden mit dem "Spiralregime" hinsichtlich des Abbaus von Vibrationen und Druckpulsationen im Fallschacht und am Übergang in den Stollen erzielt. Dieser Übergang erfolgt im Beispiel Hracholusky (Bild 37) durch ein Knie, dessen Sohle beträchtliche Druckstöße aufzunehmen hat. Durch die Spiralbewegung wurden die mittleren Schwankungskomponenten bei $Q_w = 0,70 Q_u$ auf etwa die Hälfte vermindert. Bei anderen Ab-

(Form E) erzielt, wobei der Zufluß völlig radial erfolgt. Form C mit Spiral-Leitwänden zeigt eine stabile Abflußkurve, und vor Erreichen der Überdeckung tritt keinerlei Leistungsminderung auf. Die Überdeckung erfolgt etwas eher als mit wirbelverhindernden Leitkreuz (Form E); allerdings kann die Abnahme der Maximalleistung auch nur scheinbar sein, denn der mit Form E erzielte Überdeckungsabfluß Q_u kann in



Bild 37: Schachteinlauf Hracholusky mit Spiral-Leitwänden

Schließlich ergaben Haindls Versuche, daß der Durchgang von Schwemmgut, insbesondere von Wildholz, beim Spiralregime besser ist als bei Parallelabfluß. Die Gegenstände werden in Rotation versetzt und passieren den Fallschacht im Wirbelkern mit schraubenden Bewegungen. Je größer der Abfluß, desto besser wird Schwemmholtz abgeführt. Bei geringen Abflüssen blieben die Modellbäume mitunter an den Leitwänden hängen und wurden erst nach längerer Zeit mitgeführt. Der Durchgang des Schwemmgutes hängt vor allem von der Form und Größe des Krümmers ab, wobei aber unter sonst gleichen Voraussetzungen mit Spiralströmung stets eine bessere Wirkung erzielt wurde.

Neben diesen Vorteilen ergeben sich einige Nachteile, die sich folgendermaßen charakterisieren lassen:

1. Die Spiral-Leitwände erfordern eine aufwendigere und kompliziertere Konstruktion als gerade Leitwände. Sie sind anfällig gegen Stöße durch Balken, Eisschollen usw. und werden sich bei geringen Abflüssen leicht mit Schwemmgut versetzen.
2. Im Ablaufstollen wird es zu ungünstigen Abflußerscheinungen kommen, da sich die Spiralbewegung bis dorthin fortsetzt und das Zustandekommen einer ruhigen Freispiegelströmung stört.

flüssen war es ähnlich. Die Spiralbewegung verringert also nicht nur den Unterdruck sondern sie ist gleichzeitig ein gutes Mittel zur Verminderung von Schwingungen und Stößen, was besonders bei frei im Becken stehenden Bauwerken von Bedeutung ist.

3. Bei gleicher Maximalleistung muß der Fallschachtquerschnitt gegenüber einem Fallschacht mit radialer, paralleler Durchströmung u.U. etwas größer sein.
4. Der Fallschacht erhält eine zusätzliche Torsionsbeanspruchung infolge der im Schachteinlauf erzeugten Spiralbewegung. Das kann zusätzliche Armierung erfordern, wenn der Fallschacht als freistehender Turm errichtet wird.

Eine allgemeine theoretische oder experimentelle Arbeit zum Problem der Spiralströmung in senkrechten Fallschächten ist bisher nicht bekannt geworden. Die beschriebenen Untersuchungen von Haindl sind rein experimenteller Natur und hauptsächlich auf einen speziellen Fall abgestimmt. Sie haben nur eine beschränkte allgemeingültige Aussagekraft.

Zu erwähnen sind in diesem Zusammenhang noch die Versuche von Helmert [28], der im Anschluß an seine Abflußmessungen an scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfällen den Einfluß zirkulationsbehafteter Zulaufströmung auf den Abfluß sowie die Zirkulationsgröße

$$C = v_{\varphi m} \cdot r \text{ [cm}^2/\text{s]} \quad (64)$$

bestimmt hat, wobei

$v_{\varphi m}$ = mittlere Tangentialgeschwindigkeit im Zulauf im Abstand r ,

r = betrachteter Radius von der Mitte des Überfalles (nicht Überfallradius)

Diese Untersuchungen sind jedoch für die vorliegende Problemstellung nicht verwendbar, denn bei Fallschächten mit Spiralregime wird Zirkulation erst im Einlauf erzeugt, während die Zuströmung infolge der entsprechend gestalteten Leitwände radial erfolgt.

Eine Ähnlichkeit in der Wirkungsweise von Fallschächten mit Spiralregime besteht bei den in Indien verwendeten Spiralhebern (Bild 38). Durch die Spiralbewegung werden bei größerer Fallhöhe Kavitation und Schwingungen vermieden. Für die Talsperre Hirebhasgar in Indien wurden 16 Spiralheber mit je 5,4 m Durchmesser und einer Gesamtleistung von 2700 m³/s erbaut.

Schließlich berichtet Indri [56] über einen Schachtüberfall mit Wirbelbildung, der von Drioli konstruiert wurde, ohne

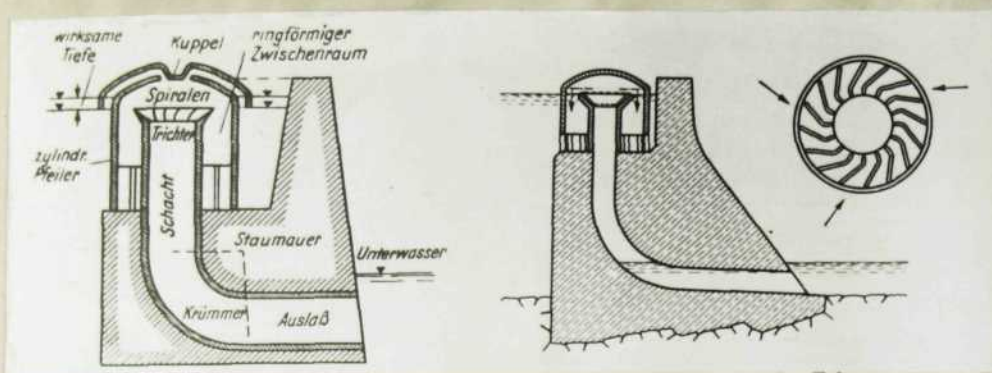


Bild 38: Spiralheber zur Hochwasserentlastung [2]

jedoch irgendwelche Einzelheiten anzugeben. Indri hat für den

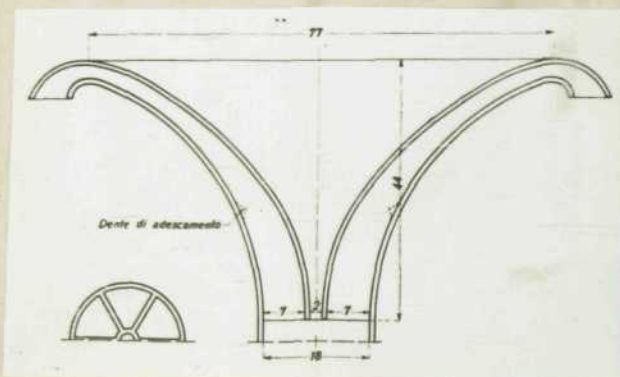


Bild 39: Schacht-Heber [56]












Schachtüberfall Pontesei (Italien u.a. einen Heber im Einlauf untersucht, der allerdings - vermutlich infolge bautechnischer Schwierigkeiten - nicht ausgeführt wurde (Bild 39). Durch den ringförmigen Heber können Überfallradius und -höhe eingeschränkt werden. Diese Beispiele zeigen die enge Verwandtschaft

Schachtüberfall - Heber und deuten die vielfältigen Möglichkeiten an, die bei der Konstruktion von Schachtüberfällen bestehen.

5.6 Einschätzung der verschiedenen Möglichkeiten der Ausführung des senkrechten Fallschachtes

Die im Kapitel 5 durchgeführten Untersuchungen zeigen, daß es für die Ausführung des senkrechten Fallschachtes eines Schachtüberfalles zahlreiche Möglichkeiten gibt. In der folgenden Tabelle sind die bau- und betriebstechnischen Vor- und Nachteile, die die einzelnen Lösungen haben, übersichtlich zusammengestellt. Als Bezugsbasis dient dabei der senkrechte Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten gemäß Kap.5.2. Die einzelnen Fallschachttypen sind in der Reihenfolge, wie sie im Text behandelt wurden, aufgeführt. Der Vergleich der betriebstechnischen bzw. hydraulischen Vor- und Nachteile wird beim Betriebszustand II (Druckströmung) bzw. beim Maximalabfluß

Zu Kap. 5.6: Gegenüberstellung der Ausführungsmöglichkeiten des senkrechten Fallschachtes.

Fallschachttyp			Vorteile		Nachteile	
Nr.	Bild	Kennzeichen	betriebstechnisch	bautechnisch	betriebstechnisch	bautechnisch
1		Konstanter ϕ , ohne Einbauten	keine gegenüber Nr. 2:11	einfachste Lösung, infolge konstant ϕ in Gleitschalung herstellbar.	Ist $Q_{\text{ab}} < Q_{\text{zu}}$, so kann Leistungsfähigkeit nicht voll genutzt werden, bei großem Abfluß Kavitationsgefahr und stark schlurfende Geräusche.	keine gegenüber Nr. 2:11
2		Konstanter ϕ , ringf. Belüftung am Fallsch.-Anfang	Verhinderung von Kavitationschäden, Verminderung von Schwingungen durch Schaffung eines Luftpolsters an der Schachtwand.	einfache Lösung, in Gleitschalung herstellbar.	Teilunterdruck noch vorhanden, starke Geräusche in der Belüf- tungsleitung.	etwas größerer ϕ als bei Nr. 1 erforder- lich (bei kleinen Anlagen kein Nachteil), Einbau der Belüftungsanlage.
3		Konstanter ϕ , Belüftung des ges. Fallschachtes	fast völliger Abbau von Unterdruck im Fallschacht, ruhiges, vibrations- freies Arbeiten.	etwa wie Nr. 2	Geräusche in den Belüftungsleitungen.	größerer ϕ als bei Nr. 2 erforderlich, sehr aufwendiges Belüftungssystem.
4		ringf. Belüftung am Fallsch.-Anfang, Erweiterung des ϕ .	völliger Abbau von Unterdruck im Fallschacht, ruhiges, vibrations- freies Arbeiten.	etwa wie Nr. 2	keine	größerer ϕ als bei Nr. 2 erforderlich, Einbau der Belüftungsanlage.
5		Konstanter ϕ , „Luftförderer“ im Einlauf	Luftzufuhr zum Fallschacht größer, teilw. Abbau von Unterdruck u. Vibra- tionen, bei großen Abflüssen Heberwirkung.	etwa wie Nr. 2	Teilunterdruck noch vorhanden, starke Geräusche in der Belüftungsleitung, Gefahr der Verstopfung der Einläufer durch Schwemmgut.	etwa wie Nr. 2
6		Konstanter ϕ , Verengung des Krümmers	Schaffung eines Wasserkeils im Fallschacht und Abbau von Unter- druck, bessere Strahlführung für Freispiegelabfluß im Stollen.	etwa wie Nr. 2	Teilunterdruck noch vorhanden, keine eindeutige Strahlführung bei Teil- abflüssen, Verstopfungsgefahr.	aufwendige, komplizierte Ausführung des Krümmers.
7		Verengung des Fallschachtes durch Strahlabweiser	wie Nr. 6	etwa wie Nr. 2	ungünstige Reflexionserscheinungen im Krümmer, Verstopfungsgefahr.	Kompliziertere Herstellung als Nr. 1
8		Verengung des Fallschachtes durch kon. Übergangsstück	teilweiser Abbau von Unterdruck	keine	Teilunterdruck noch vorhanden, Verstopfungsgefahr bei kleinen ϕ	Herstellung sehr erschwert, da keine Gleitschalung für Übergangsstück verwendbar.
9		kontinuierliche Verengung des Fallschachtes	hydraulisch günstigste Lösung, kein Unterdruck im Fallschacht.	bei großen Abflüssen und Fallhöhen und im Hang errichtetem Schachtüberfall geringerer Felsbruch als bei konstantem ϕ .	Verstopfungsgefahr (nur bei kleinem unterem ϕ).	Herstellung infolge ständig wechselndem ϕ sehr erschwert.
10		Konstanter ϕ , „Spiralregime“	Abbau von Unterdruck und Vibrationen, besserer Durchgang von Schwemmgut.	etwa wie Nr. 1	Ungünstige Strömungsverhältnisse im Ablaufstollen, Gefahr des Zusetzens der Leitwände.	etwas größerer ϕ als bei Nr. 1, Komplizierte Herstellung der Leitwände, Torsions- beanspruchung des Fallschachtes.
11		Konstanter ϕ , Ringheber am Einlauf	sehr geringe Spiegelschwankungen	Kleinerer Einlauf- ϕ , Schacht in Gleitschalung herstellbar.	Kavitations- und Verstopfungsgefahr, plötzliche Schwallwelle im Unterwasser, vereisungsgefährdet.	Komplizierte und dadurch teure Konstruktion.

Q_{ki} bzw. Q_{krit} durchgeführt. Die Gegenüberstellung gilt für größere Fallhöhen, bei denen Kavitationsgefahr im Fallschacht auftritt. Der Schrägschacht ist dabei nicht enthalten, da er in der vorliegenden Arbeit nicht untersucht wurde. Eine Trennung nach freistehenden und in Fels gebauten Fallschächten wurde nicht durchgeführt.

Die Tabelle stellt kein allgemeingültiges Rezept dar, sondern stellt die Vor- und Nachteile der einzelnen Lösungsmöglichkeiten heraus. Welcher Fallschachttyp in einem bestimmten Falle zu wählen ist, hängt von den gegebenen hydraulischen (HHQ , Q_{ki}) und geometrischen (Fallhöhe) Größen ab. Bei kleinen Fallhöhen sollte Typ 1 bevorzugt werden. Bei größeren Fallhöhen (bis 50 m) und kleinen bis mittleren Abflüssen sind die Fallschachttypen 2, 4 und 10 vorteilhaft, wobei für Typ 4 und 10 noch entsprechende hydraulische Untersuchungen erforderlich sind. Bei sehr großen Fallhöhen und Abflüssen ist die kontinuierliche Verengung des Fallschachtes (Typ 9) die beste Lösung.

6. Gestaltung und hydraulische Berechnung des Krümmers, Ablaufstollens und Tosbeckens

6.1 Gestaltung und Berechnung des Krümmers

6.11 Allgemeines

Ebenso verschieden wie die Gestaltungsmöglichkeiten des Fallschachtes sind die des Krümmers. An den Krümmer wird die Forderung gestellt, das mit großer Geschwindigkeit aus dem Fallschacht herabstürzende Wasser bzw. Wasser-Luft-Gemisch störungsfrei in den Ablaufstollen umzulenken. Unter störungsfrei ist zu verstehen, daß an der Krümmerinnenseite kein unzulässig großer Unterdruck bzw. keine Kavitation auftritt, Schwingungen weitestgehend vermieden werden, keine un stetigen Ablösungsstellen auftreten und Schwemmgut schadlos und ohne hängen zubleiben hindurchgeht. Bei der Gestaltung des Krümmers sind diese Forderungen zu berücksichtigen.

Die in der einschlägigen Literatur beschriebenen Beispiele von Schachtüberfällen zeigen verschiedene Konstruktionsmerkmale des Krümmers. Indri [56] hat eine ganze Anzahl von Formen hydraulisch

untersucht, die in Bild 40 dargestellt sind. Sie zeigen die Vielfalt der Gestaltungsmöglichkeiten des Krümmers, wobei diese Zusammenstellung noch unvollständig ist. Vom einfachen Kreisbogenkrümmer bis zur Ausbildung eines Tosbeckens am Fuß des Fallschachtes sind die verschiedensten Formen angewendet worden. Die folgenden Betrachtungen beschränken sich auf die zweckmäßigsten Formen des Krümmers.

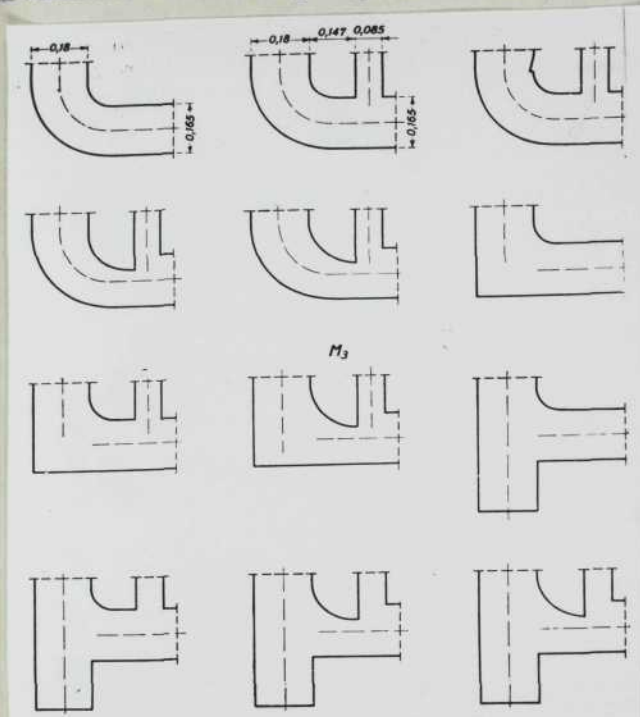


Bild 40: Einige Möglichkeiten der Gestaltung des Krümmers [56]

6.12 Krümmen mit konstantem Durchmesser

Eine baulich relativ einfache Lösung des Überganges vom Fallschacht zum Ablaufstollen ist mit einem 90° -Kreisbogenkrümmer mit Kreisquerschnitt und konstantem Durchmesser zu erreichen. Ein großer Teil der Schachtüberfälle besitzt einen derartigen Krümmer, wie z.B. Ohra (Bild 1), Menjil (Bild 4) und Dhünn (Bild 6). Mitunter ist anstelle des Krümmers ein Knie verwendet worden, welches zwar bautechnische Vorteile besitzt, hydraulisch aber ungünstig ist, da es beträchtliche Energieverluste und eine damit verbundene Schwingungsbelastung verursacht. Die Energieumwandlung sollte jedoch im Tosbecken erfolgen. Deshalb wird ein Knie als Übergang Fallschacht-Stollen hier nicht untersucht.

Der Strömungsvorgang in einem Krümmer ist relativ kompliziert. Betrachtet man zunächst den Fall, daß der Krümmer von Wasser allein voll durchflossen wird, so liegen bei diesem Abflußvorgang

einige Besonderheiten gegenüber dem im geraden Rohr vor. Ihre Ursache haben sie in den Fliehkräften, denen die Wasserteilchen in der Krümmung unterworfen sind. Durch diese Fliehkräfte entsteht ein Druckgefälle quer zur Strömungsrichtung. An der Außenseite des Krümmers steigt der Druck an, innen sinkt er ab. Infolge ungleicher Geschwindigkeitsverteilung am

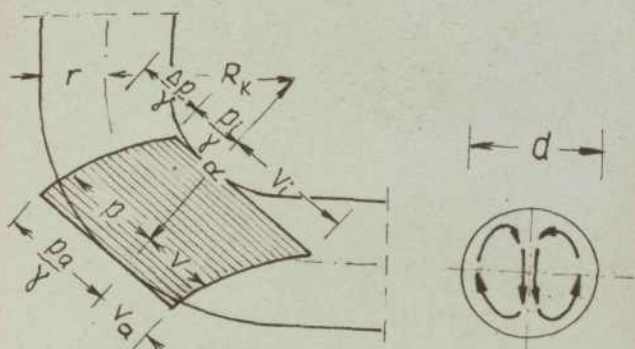


Bild 41: Druck- und Geschwindigkeitsverteilung im Krümmer

Krümmeranfang kommt es zur Ausbildung einer Querströmung mit einem Doppelwirbel, der sich der Hauptströmung überlagert (Bild 41). Außerdem kann es zur Ablösung der Strömung hinter der inneren Ab- rundung kommen, was große Energieverluste zur Folge hat. Eine ausführliche Beschreibung dieser Vorgänge wird von Eck [14] und Richter [] gegeben.

Von besonderen Interesse ist die Größe des Druckabfalles über den Querschnitt des Krümmers, denn es ist anzunehmen, daß bei gro- Ben Fließgeschwindigkeiten die Kavitationsgrenze des Druckes in der Krümmerinnenseite erreicht wird. Es wird vorausgesetzt, daß sich die Geschwindigkeit im Krümmer nach dem Drallsatz (Gl. 64)

$$v \cdot R = \text{const}$$

verteilt (Bild 41). Nach Addison [57] kann damit der Durchfluß durch den Krümmer berechnet werden, wenn der Druck an der Innen- und Außenseite des Krümmers gemessen wird. Es ist

$$Q = v_m \cdot \pi \cdot r^2 = C_d \sqrt{2g \cdot \frac{p_a - p_i}{\gamma}} \cdot \frac{R_k^2 - r^2}{\sqrt{R_k \cdot r}} \cdot \pi (R_k - \sqrt{R_k^2 - r^2}) \quad (65)$$

Darin ist v_m = mittlere Fließgeschwindigkeit im Krümmer,

r = Radius der Kreisfläche des Krümmers,

R_K = Krümmungsradius,

p_a, p_i = Drücke an der Außen- bzw. Innenseite des Krümmers.

Der Beiwert c_d ist ein Korrekturfaktor, der experimentell bestimmt wurde und die tatsächliche Geschwindigkeitsverteilung berücksichtigt. Er ist abhängig von R_K/r und hat bei $R_K/r = 6$ die Größe $c_d = 1,02$, bei $R_K/r = 2$ ist $c_d = 1,25$.

Wird Gl. 65 nach $(p_a - p_i)/\gamma = \Delta p/\gamma$ aufgelöst, ergibt sich

$$\frac{\Delta p}{\gamma} = \frac{v_m^2}{2g} \left[\frac{\sqrt{R_K \cdot r} \cdot r^2}{c_d (R_K^2 - r^2)(R_K - \sqrt{R_K^2 - r^2})} \right]^2 \quad (66)$$

Mit dieser Gleichung kann der Druckunterschied im Krümmer berechnet werden. Er ist abhängig von der mittleren Geschwindigkeit und von R_K/r . Er liegt in der Größenordnung des Staudruckes und nimmt mit kleiner werdenden Verhältnis R_K/r bzw. mit größerer Krümmung zu. Zum Vergleich wird die Größe des Druckabfalles nach [17] angegeben:

$$\frac{\Delta p}{\gamma} = \frac{v_m^2}{2g} \cdot \frac{4r}{R_K} \quad (67)$$

Die Ergebnisse beider Formeln stimmen sehr gut überein. Man sieht, daß z.B. bei einem Verhältnis $R_K/r = 4$ bzw. $R_K/d = 2$, wie es bei Schachtüberfällen häufig vorkommt, der Druckabfall gleich der mittleren Geschwindigkeitshöhe, bei größeren Fallhöhen und größeren Abflüssen also beträchtlich groß ist. Daher besteht an der Innenseite des Krümmers Kavitationsgefahr.

Bei Teilabflüssen fließt außer Wasser ein beträchtlicher Anteil an Luft mit. Die Größe der Luftmitnahme hängt von den Abflußverhältnissen im Fallschacht ab (s. Kap. 5). Im Krümmer wird die Luft infolge des sich ausbildenden Quergefälles des Druckes nach der Krümmerrinnenseite gedrängt. Es tritt eine teilweise Entmischung ein, so daß sich bereits im Krümmer eine Freispiegelströmung einstellen wird. Der Grad der Entmischung ist von mehreren Einfluß-

faktoren abhängig. Betrachtet man die Bewegung einer einzelnen

Luftblase an irgendeiner Stelle des Krümmers (Bild 42), so wird sich ihre resultierende Geschwindigkeitsrichtung \vec{v}_R aus mehreren Vektoren ergeben, und zwar aus den Vektoren der Tangentialgeschwindigkeit v_T der Kreisströmung, der Auftriebsgeschwindigkeit v_A ($v_A \approx 0,3 \text{ m/s} \ll v_T$), der Geschwindigkeit v_F infolge des aus den Fliehkräften resultie-

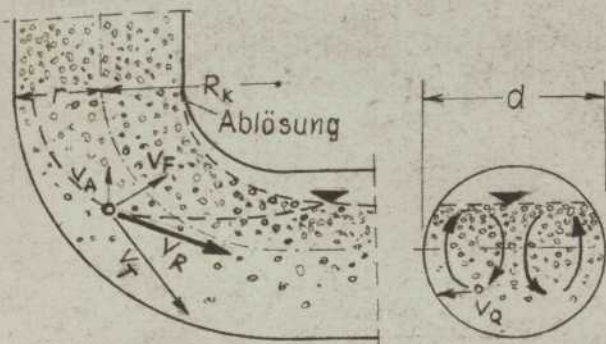


Bild 42: Entmischungsvorgang im Krümmer

renden Druckgefälles sowie der Geschwindigkeit v_Q , die sich aus der sekundären Querströmung im Krümmer ergibt. Hinzu kommen turbulente Schwankungskomponenten. Die resultierende Geschwindigkeit v_R ist zur Innenseite des Krümmers gerichtet, so daß die Luftblase beim Passieren des Krümmers je nach ihrer Lage im Querschnitt vor dem Krümmer dessen Innenseite erreicht oder nicht. Der Grad der Entmischung hängt maßgeblich von der Verteilung der Luft in der ankommenden Strömung, der Fließgeschwindigkeit $v_g = v_T$ und dem Verhältnis R_K/r ab, wovon wiederum die Größe von v_F und v_Q beeinflußt wird. Die Entmischung im Krümmer ist ein komplizierter räumlicher Strömungsvorgang, der sich mathematisch kaum erfassen läßt.

Infolge des Luftaustrittes an der Krümmerinnenseite kommt es am Beginn des Krümmers zur Ablösung der Strömung des Wassers bzw. des Wasser-Luft-Genisches von der Innenseite. Der Ablösungspunkt ist sehr labil und wandert auf und ab. Es ist zu befürchten, daß durch diese Erscheinung zusätzliche Schwingungen entstehen, die besonders bei einem freistehenden Fallschacht den Anschluß der Dichtungshaut des Dammes gefährden können.

Wie aus dem vorstehenden hervorgeht, stehen den bautechnischen Vorteilen des normalen Kreisrohrkrümmers folgende betriebstechnischen Nachteile gegenüber:

1. An der Innenseite des Krümmers besteht bei großen Abflüssen und Fallhöhen Kavitationsgefahr.

2. Bei Teilabflüssen löst sich die Strömung von der Krümmerrinnen-seite nicht eindeutig ab, so daß Schwingungen auftreten können.

Diese Nachteile sind bei im Fels liegendem Krümmer weniger bedenklich als bei frei im Becken stehenden Bauwerken, die gegen Kavitation und Erschütterungen empfindlicher sind.

6.13 Krümmer mit belüfteter Ablösungsstelle

Die Nachteile des Kreisbogenkrümmers lassen sich durch die Anordnung einer belüfteten Ablösungskante beseitigen. Die Ablösung kann vor oder hinter dem Krümmer erfolgen. In Bild 43 sind drei Möglichkeiten der Anordnung der Ablösungspunkte mit Belüftung angegeben.

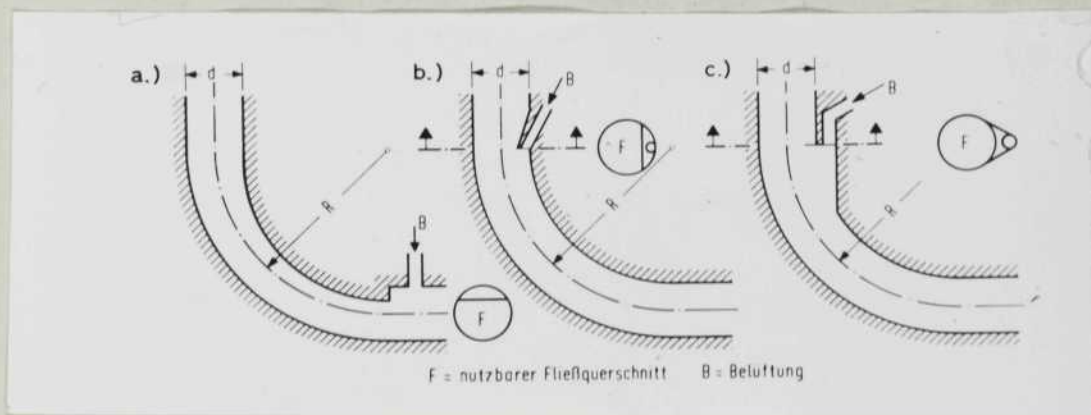


Bild 43: Ablösungspunkte und Belüftung am Krümmer

Die Belüftung hinter der Ablösungsstelle ist nötig, um den infolge der Verengung auftretenden Unterdruck zu verhindern und die Strömung nicht zum Anliegen kommen zu lassen.

Mit verengtem Krümmer (Form a) ist eine größere Zahl von Schachtüberfällen ausgeführt worden, z.B. Campilbas, Maranhao, Marantras Montargil und Pracana in Portugal [46, 58, 59], Barcois und Ponte Sei in Italien [56] und u.a. alle in der ČSSR in den letzten Jahren errichteten Schachtüberfälle [7, 60, 61, 62], bei denen mehrfach ein Knie anstelle des Krümmers verwendet wurde.

Mit der Verengung des Krümmers wird außer der Schaffung einer eindeutigen Ablösung der Zweck verfolgt, im Fallschacht ein "gestautes Wasserkissen" [17] zu erzeugen, was auch zur Vermeidung von Unter-

druck im Fallschacht beiträgt. Gleichzeitig wird Unterdruck im Krümmer durch die Stauwirkung vermindert und im Ablaufstollen Freispiegelströmung geschaffen.

Die ersten systematischen Untersuchungen an Schachtüberfällen mit Verengung des Krümmers hat Gardel [30] im Jahre 1949 durchgeführt, angeregt durch Modellversuche für die Anlagen Hamiz (Algerien), Pracana (Portugal) und Ben Metir (Tunesien). Er hat verschiedene Verengungsverhältnisse untersucht und den Energieverlust des verengten Krümmers beim Überdeckungsabfluß gemessen. Untersuchungen mit Teilabflüssen wurden nicht durchgeführt.

Martins [59] berichtet über die Modellversuche für mehrere in Portugal gebaute Schachtüberfälle, bei denen alle drei in Abb. 56 angegebenen Belüftungsformen angewendet worden sind. Danach sollen sich die Ausführungsformen a und b bewährt haben.

Die bisher umfassendste Untersuchung des verengten Krümmers nach Form a ist von Sikora [63] durchgeführt worden. Er hat insbesondere die Größe der Luftmitführung durch die Belüftungsleitung hinter der Verengung ermittelt und Vergleiche mit ähnlichen Untersuchungen an Tiefschützen angestellt. Er fand, daß der maximale Luftabfluß durch die Belüftungsleitung hinter der Verengung beim Überdeckungsabfluß erfolgt. Der Belüftungskoeffizient β ist abhängig von der Froudeschen Zahl, dem Unterdruck hinter der Verengung und der relativen Länge L/d des Ablaufstollens. Durch die Untersuchung von Modellfamilien mit verschiedenen Abmessungen kommt Sikora zu dem Ergebnis, daß die bei der Belüftung von Schachtüberfällen im Modell gewonnenen Ergebnisse nach dem Froudeschen Gesetz extrapoliert werden können. Diese Erkenntnis ist sehr bemerkenswert, da ähnliche Versuche anderer Forscher meist nur mit einer Modellgröße durchgeführt wurden.

Bei den Modellversuchen für den Schachtüberfall der Innerste-Talsperre sind von Bretschneider [12] u.a. ausführliche Untersuchungen zur Gestaltung des Krümmers, speziell zur Erzielung einer guten Ablösung, durchgeführt worden. Besonderer Wert wurde darauf gelegt, daß im Krümmer bei Teilabflüssen keine ungünstigen Reflexionen auftraten. Derartige Reflexionen zeigten sich besonders bei Form b (Bild 43), wo das Wasser gegen die Außenseite des Krüm-

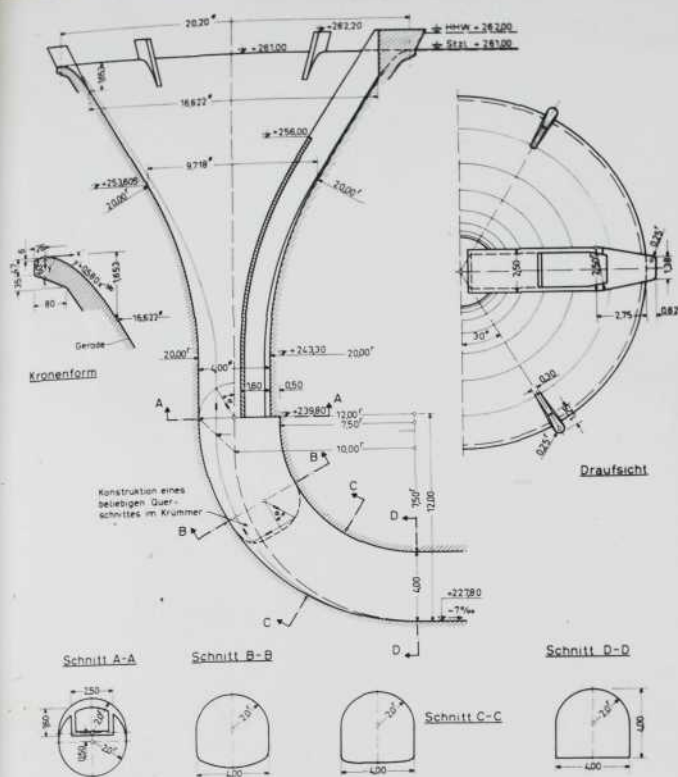
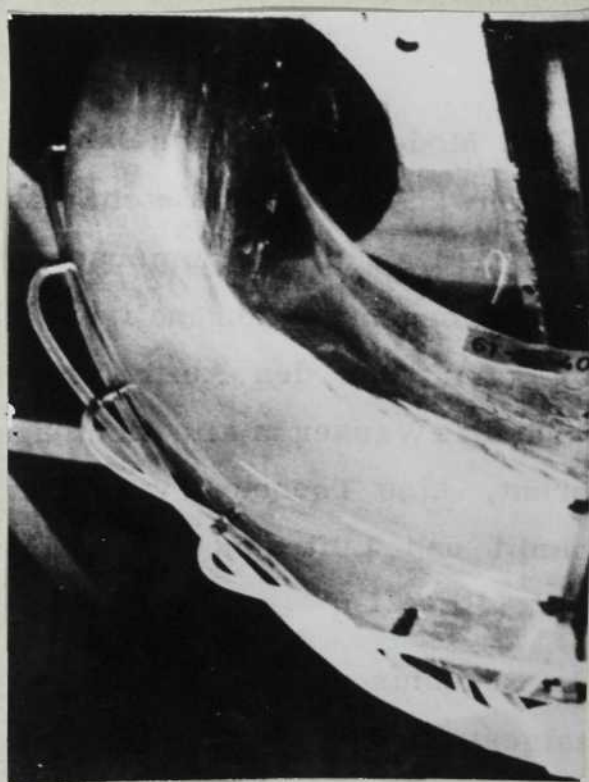


Bild 44: Innerste-Fallschacht und -Krümmer [12]



Form b

mers geworfen und reflektiert wird. Dadurch ist der Abfluß im Krümmer sehr unruhig, und auch der Abfluß im Stollen wird beeinträchtigt. Dieser Nachteil wurde durch eine Anordnung ähnlich Form c ohne Strahlabweiser beseitigt (Bild 44). Durch einen Luftschacht ähnlich wie bei den portugiesischen Anlagen Pegó do Altar und Silves [46 58] ist eine für die Strömungsverhältnisse im Krümmer sehr vorteilhafte Strahlabführung erreicht worden. Durch die Belüftung und die Querschnittserweiterung wird eine stabile Freispiegelströmung im Krümmer und Ablaufstollen erzielt. Der Unterschied in den Abflußverhältnissen zwischen



Form c

Bild 45: Vergleich der Strömungsverhältnisse im Krümmer [12]

Form b und c ist in Bild 45 zu erkennen. Die Anwendung eines Luftschachtes in der bei der Innerste-Talsperre gewählten Form ist jedoch nicht empfehlenswert, da der Schacht in der Herstellung sehr teuer und im Betrieb sehr empfindlich gegen Stöße durch Schwimmstücke ist, die über den Einlauf herabstürzen können.

Ein Vergleich der verschiedenen Formen a, b und c (Bild 43) für die Ausführung der belüfteten Ablösungskante am Krümmer führt zu dem Ergebnis, daß alle drei Formen grundsätzlich anwendbar sind und mit ihnen eine Verbesserung der Strömungsvorgänge gegenüber dem normalen Kreisbogenkrümmer ohne belüftete Ablösungskante erzielt wird. Die betriebs- und bautechnisch beste Lösung dürfte Form c mit einer Belüftung vor dem Krümmer ohne Einschränkung des Fließquerschnittes darstellen. Form c hat gegenüber den Formen a und b folgende Vorteile:

1. Sie ist am einfachsten herstellbar. Der Krümmer erhält nur einen Anschnitt, behält aber seinen gleichbleibenden Durchmesser.
2. Sie bewirkt eine eindeutige Strahlablösung bei allen Abflüssen und baut Unterdruck an der Krümmerinnenseite völlig ab. Das ist mit Form a nicht garantiert.
3. Die Wasseroberfläche ist bedeutend ruhiger als bei Form b, wo ungünstige Reflexionen auftreten können.
4. Die Gefahr der Verstopfung des Krümmers durch Schwemmgut ist geringer, da keine Querschnittsverengung vorhanden ist.

Die Anordnung einer belüfteten Ablösungskante ist bei frei im Becken stehenden Schachtüberfällen, wie sie in Verbindung mit den anderen Betriebseinrichtungen immer häufiger angewendet werden, besonders wichtig. Dadurch werden Unterdruck und Schwingungen vermieden und klare Abflußverhältnisse im Ablaufstollen geschaffen. Die Belüftung ist bei freistehenden Bauwerken relativ einfach erreichbar (Bilder 24 und 25).

Der Krümmungsradius R_K bzw. das Verhältnis R_K/d sollte möglichst groß gewählt werden. Je größer R_K , umso ruhiger der Abfluß im Krümmer [35]. Sastry empfiehlt, das Verhältnis R_K/d nicht kleiner

als 2,0 zu wählen [5]. Bei zu kleinem Radius besteht außerdem die Gefahr der Verstopfung durch Schwemmgut, was katastrophale Folgen haben könnte.

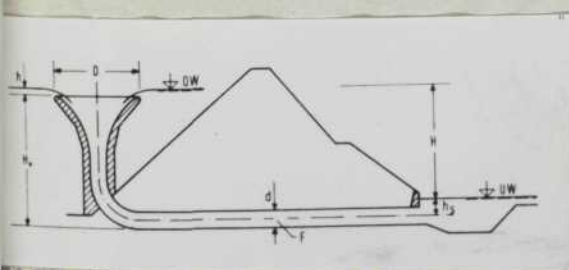
Die Gefahr der Beschädigung des Krümmers durch Schwimmstücke wie Holz und Eis ist kleiner, als häufig angenommen wird. Der Bericht von Bradley [8], der von Sastry bereits ausgewertet wurde [5], beweist an Hand mehrerer Schachtüberfälle, die bereits in Tätigkeit waren, daß derartige Befürchtungen unbegründet sind.

5.2 Ausführung und Bemessung des Ablaufstollens

Für die Bemessung des Ablaufstollens ist entscheidend, ob das Wasser mit freiem Spiegel oder unter Druck abfließen soll. Ein Freispiegelstollen ist reichlich zu bemessen, da genügend Raum für den Abfluß der aus dem Fallschacht mitgerissenen Luft notwendig ist. Ein Druckstollen dagegen ermöglicht unter Umständen geringere und damit wirtschaftliche Stollenabmessungen. In der folgenden Betrachtung werden die verschiedenen Arbeitsweisen des Ablaufstollens untersucht.

5.21 Ablaufstollen als Druckstollen

Ein Abfluß unter Druck kann erreicht werden durch einen hohen Unterwasserstand, geringes Gefälle, große Energieverluste und engen Querschnitt. Außerdem ist die Größe des Wasserabflusses maßgebend. Der Stollen kann auf seiner gesamten Länge unter Druck arbeiten, es kann sich aber auch im Stollen ein Wechselsprung einstellen, hinter dem Druckströmung auftritt, während vorher



Freispiegelabfluß vorliegt. Bretschneider [12] hat für ein System gemäß Bild 46 eine Untersuchung der Abfluvorgänge im Ablaufstollen vorgenommen, bei der folgendermaßen vorgegangen wird. Unter der Annahme, daß an einer beliebigen Stelle im Stollen ein Wechselsprung auftritt und kein Rückstau bis in den Fallschacht vorhanden ist, liegt vor dem Wechselsprung Freispiegelabfluß vor.

Bild 46: Ablaufstollen als Druckstollen

Die oberwasserseitige Energiehöhe über der Stollensohle beträgt mit der Geschwindigkeit v_0 und der Wassertiefe t_0 der Freispiegelströmung

$$H_{OW} = \frac{v_0^2}{2g} + t_0$$

Wird näherungsweise verlustfreier Abfluß von der Trichterkrone bis zum Eintreten des Wechselsprunges vorausgesetzt, so ist H_{OW} gleich der Fallhöhe H_0 zwischen Trichterkrone und Stollensohle zuzüglich der Überfallhöhe h (Bild 46):

$$H_{OW} = H_0 + h \text{ und mit } h \approx t_0 \ll \frac{v_0^2}{2g} \text{ wird}$$

$$H_{OW} = H_0 = \frac{v_0^2}{2g} \quad \text{bzw.} \quad v_0 = \sqrt{2g H_0}$$

Die Fließgeschwindigkeit im Stollen ist also in erster Näherung unabhängig vom Abfluß Q . Die in Wirklichkeit vorhandenen Reibungsverluste müßten durch eine Verminderung von H_0 berücksichtigt werden.

Für den Abfluß unter Druck ist der Einstau vom Unterwasser mit der Höhe h_s zu berücksichtigen. Die unterwasserseitige Energiehöhe, auf die Stollensohle bezogen, kann geschrieben werden

$$H_{UW} = \frac{a}{2} + h_s + \frac{Q^2}{2gF^2}$$

Sie ist eine Funktion des Abflusses und kann beim Überdeckungsabfluß nicht größer sein als H_{OW} . Bei Teilabflüssen muß wegen $Q < Q_{ü}$ die Beziehung $H_{UW} < H_{OW}$ gelten. Damit Druckströmung dennoch auftritt, muß die Energie, die der Differenz $H_{OW} - H_{UW}$ entspricht, in andere Formen, z.B. Wärme, umgewandelt werden, was nur durch einen Wechselsprung zu erreichen ist. Derartige Diskontinuitäten lassen sich mit dem Stützkraftsatz erfassen.

Als Stützkraft vor dem Wechselsprung ergibt sich unter Vernachlässigung des sehr kleinen hydrostatischen Anteils

$$S_{OW} \approx \rho \cdot Q \cdot v_0 = \rho \cdot Q \cdot \sqrt{2g H_0} \quad (68)$$

Bei der Druckströmung hinter dem Wechselsprung ist jedoch der hydrostatische Anteil nicht zu vernachlässigen, so daß sich die unterwasserseitige Stützkraft ergibt zu

$$S_{UW} = \rho \cdot Q \cdot v_u + \int p dF$$

Die resultierende Druckkraft $\int p dF$ ist, verlustfreie Strömung vorausgesetzt, gleich dem Produkt aus dem Druck im Schwerpunkt

$p_s = \gamma \cdot h_s$ und der Querschnittsfläche F . Die Geschwindigkeit v_u beträgt bei der Druckströmung $v_u = Q/F$. Damit wird

$$S_{UW} = \rho \cdot \frac{Q^2}{F} + \gamma \cdot h_s \cdot F \quad (69)$$

Es zeigt sich also, daß S_{OW} linear von Q , dagegen S_{UW} von Q^2 abhängt. Die Gleichungen 68 und 69 sind im Bild 47 dargestellt. Bei kleineren Wasserabflüssen muß $S_{OW} < S_{UW}$ sein, da der Anteil

$\gamma \cdot h_s \cdot F$ in Gl. 69 bereits für $Q = 0$ einen Anfangswert besitzt, während für $Q = 0$ auch $S_{OW} = 0$ ist. Das bedeutet, daß in diesem Bereich die Kraft des Schußstrahles nicht ausreicht, den Wechselsprung aus dem Stollen herauszudrücken. Der Wechselsprung bildet sich, wie Bretschneiders Versuche zeigten, am Anfang des Stollens aus.

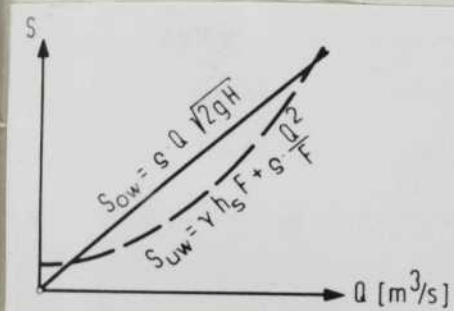


Bild 47: Stützkraft im Stollen

Bei steigendem Abfluß wird der labile Gleichgewichtszustand $S_{OW} = S_{UW}$ erreicht. Der Wechselsprung kann dabei an beliebiger Stelle auftreten. Wird die oberwasserseitige Stützkraft größer als die unterwasserseitige, so schießt das Wasser mit freiem Spiegel durch den Stollen und drückt den Wechselsprung aus dem Stollen hinaus. Bei sehr großen Abflüssen ergibt sich ein weiterer Schnittpunkt der Stützkraftlinien, und zwar bei Überdeckung. Der gesamte Stollenquerschnitt wird dann vom Wasser durchströmt.

Diese Untersuchung zeigt, daß ein für Druckströmung projektierter Ablaufstollen sowohl als Druck- als auch als Freispiegelleitung arbeitet und daß, besonders bei kleinen Abflüssen, im Stollen

ein Wechselsprung und damit eine Energieumwandlung stattfindet. Die damit verbundenen Beanspruchungen sind für den Stollen sehr ungünstig, besonders dann, wenn der Stollen unter dem Damm hindurchgeführt wird.

In den von Bretschneider angestellten Betrachtungen ist die durch den Fallschacht mitgeführte Luft nicht berücksichtigt. Die Abflußvorgänge sind deshalb in Wirklichkeit wesentlich komplizierter. Die Luft scheidet sich im Freispiegelbereich zunächst teilweise nach oben ab und wird durch den Wechselsprung in die Druckströmung transportiert. Dabei kann es vorkommen, daß sich ein Teil der Luft vor dem Wechselsprung sammelt, komprimiert und bei entsprechendem Überdruck explosionsartig durch den Fallschacht zurückschlägt. Derartige Vorgänge sind bei den Schachtüberfällen Owyhee und Hungry Horse in den USA beobachtet worden [3], [4], [8]. Sie sind besonders für die Standsicherheit eines frei im Becken stehenden Schachtüberfalles bedenklich.

Die durch den Wechselsprung in die Druckströmung mitgerissene Luft verursacht ebenfalls sehr ungünstige Abflußerscheinungen. Sie sammelt sich unter Umständen in großen Blasen an der Decke an, die den Fließquerschnitt beeinträchtigen. Wunderlich [64] hat derartige Erscheinungen, die er als "ballenförmigen Abfluß" bezeichnet, eingehend untersucht. Die von ihm in Stollen hinter Verschlüssen von Tiefschützen beschriebenen Erscheinungen treten auch im Ablaufstollen eines Schachtüberfalles auf, der als Druckstollen arbeitet. Die Lufteinschlüsse an der Stollendecke wandern langsam nach unten ab und erzeugen dabei eine Reihe von Wechselsprüngen. Dadurch entstehen periodische Druckschwankungen im Stollen. Bei stärker geneigten Stollen kann die Auftriebskomponente so groß werden, daß die Luftblasen nicht nach unten abfließen, sondern zurückwandern und den Querschnitt stark verengen.

Diese instationären Abflußvorgänge stellen für den Betrieb des Schachtüberfalles sehr unliebsame Erscheinungen dar. Sie sind mit Abflußstörungen und Druckpulsationen verbunden und daher zu verhindern.

5.22 Ablaufstollen mit Freispiegelabfluß

Aus vorstehendem folgt, daß die hydraulisch und betriebstechnisch günstigsten Strömungsverhältnisse nur bei Abfluß mit freiem Spiegel zu erreichen sind. Die überwiegende Mehrzahl aller Schachtüberfälle ist so gestaltet, daß im Ablaufstollen stets Freispiegelabfluß garantiert ist. Besonders augenscheinlich ist dieses Bestehen bei allen in der ČSSR errichteten Schachtüberfällen. Dabei wird besonders auf die stabilisierende Wirkung der Belüftung am Krümmer hingewiesen [7]. Das gleiche trifft für alle portugiesischen Anlagen zu [46], [58]. In den Literaturbeiträgen, in denen auf die Strömungsverhältnisse im Ablaufstollen eingegangen ist, wird die Schaffung einer stabilen Freispiegelströmung im Ablaufstollen stets besonders hervorgehoben, z.B. [7], [12], [30], [41], [45], [59]. Mehrere ausführliche Arbeiten über Schachtüberfälle nehmen allerdings zu diesem Problem nicht eindeutig Stellung, z.B. [16], [30], [55], was als Mangel anzusehen ist.

Grundsätzlich ist festzustellen, daß Freispiegelströmung bei allen Abflüssen, auch bei Q_{ij} , garantiert sein muß. Würde z.B. bei Q_{ij} Druckströmung zugelassen, so gibt es bei $Q_w < Q_{ij}$ stets einen Übergangsbereich zwischen Freispiegel- und Druckströmung, bei dem die oben erwähnten Betriebsstörungen in Form von Druckstößen und Pulsationen durch Lufteinschlüsse auftreten würden. Dieser Zustand ist jedoch zu vermeiden.

Freispiegelabfluß kann im Ablaufstollen dann erreicht werden, wenn

1. kein Rückstau aus dem Tosbecken eintritt, d.h. das Unterwasser genügend tief bzw. der Stollen ausreichend hoch liegt,
2. der Stollen ausreichendes Gefälle und einen reichlichen Querschnitt hat,
3. im Krümmer oder am Stollenanfang eine belüftete, scharfe Ablösungskante vorhanden ist.

Der Abfluß muß über die gesamte Stollenlänge stets schießend erfolgen, d.h. es darf kein Wechselsprung auftreten. Die Energieumwandlung hat außerhalb des Stollens am luftseitigen Tosbecken zu erfolgen.



Der Querschnitt des Ablaufstollens sollte nach Möglichkeit etwas größer sein als der des Fallschachtes, um genügend Raum für die sich in der Horizontalstrecke ausscheidende Luft zur Verfügung zu stellen. Bei Mitverwendung eines bauzeitlichen Umleitungsstollens oder bei kombinierten Entlastungs- und Entnahmebauwerken (z.B. Bracholusky, ČSSR) ist ein größerer Stollenquerschnitt meist ohne besonderen Aufwand zu erhalten. Gegenüber der üblichen Kreisform für den Fallschachtquerschnitt kommen für den Ablaufstollen auch Rechteckquerschnitte mit aufgesetztem Halbkreis oder andere, statisch günstige Querschnittsformen in Betracht.

Der Übergang zum vergrößerten Querschnitt des Stollens kann bereits im Krümmer erfolgen (Bild 44), bautechnisch einfacher ist ein plötzlicher Übergang.

Der Abfluvorgang mit freiem Spiegel im Ablaufstollen ähnelt dem in einer Schußrinne. Außer reinem Wasser fließt ein großer Teil Luft mit, besonders in einer oberflächennahen Schicht. Auf der Fließstrecke im Stollen wird ein stetiger Austausch der im Wasser enthaltenen und der darüber befindlichen Luft eintreten.

Für den Lufttransport im Wasser gelten bei gleichförmiger Strömung dieselben Gesetze wie beim Abfluß in einer Schußrinne. Allerdings entsteht das Wasser-Luft-Gemisch nicht, wie bei einer Schußrinne, dadurch, daß die turbulente Grenzschicht von der Sohle aus die Wasseroberfläche erreicht, sondern die Luft ist bereits im Fallschacht mit dem Wasser vermischt. Der Belüftungsgrad β ist bei Teilabflüssen von Q_w abhängig. Je nach der Größe des Abflusses wird es deshalb zum Ausscheiden oder zur zusätzlichen Aufnahme von Luft in der Freispiegelstrecke kommen. Für die Belüftung der freien Oberfläche, besonders bei großen Abflüssen (bei $Q_w = Q_{ij}$ ist $Q_1 = 0$ ohne Belüftung des Fallschachtes), wird zusätzlich Luft benötigt, die nur durch eine Belüftungseinrichtung am Krümmer nachfließen kann.

Außer dem Lufttransport im Wasser entsteht zwischen Wasserspiegel und Stollendecke ein Luftstrom. Er wird im wesentlichen aus der im Krümmer und im Anfangsbereich des Stollens aus der Strömung ausgeschiedenen Luft gespeist. Träger der Luftbewegung ist die Rei-

ung mit der rauhen Oberfläche des schnell fließenden Wasser-Luft-Gemisches. Diese Luftströmung benötigt ausreichend Platz, damit es nicht zu Lufteinschlüssen und den oben erwähnten Abflußstörungen kommt.

Eine spezielle Methode für die hydraulische Berechnung des Ablaufstollens mit Freispiegelabfluß existiert nicht. Die Berechnung kann ähnlich der einer Schußrinne durchgeführt werden. Von Beginn des Ablaufstollens an setzt eine Verzögerung der Strömung ein, bis gleichförmige Bewegung erreicht ist. Wo dieser Übergang eintritt, hängt von der Anfangsgeschwindigkeit und dem Belüftungsgrad sowie dem Gefälle, Querschnitt und Strömungswiderstand des Stollens ab. Bei kurzen Stollen ist es möglich, daß gleichförmige Bewegung nicht erreicht wird.

Die Geschwindigkeit am Fallschachtende ist nach Kap. 5 unter Berücksichtigung der Luftmitführung zu berechnen. Wird vereinfachend angenommen, daß der Energieverlust im Krümmer gleich der Fallhöhenzunahme ist, so ist die Fließgeschwindigkeit am Fallschachtende gleich der am Stollenbeginn. Der Grad der Belüftung am Stollenanfang ist unbekannt. Die Abflußtiefe am Stollenanfang geht mit einer Staulinie in die Abflußtiefe t des Wasser-Luft-Gemisches bei gleichförmiger Bewegung über. Für reines Wasser kann die Tiefe t_w mit der Manning-Strickler-Formel für ein gewähltes Stollenprofil mit dem Gefälle J berechnet werden. Die Abflußtiefe t_g für das Wasser-Luft-Gemisch läßt sich z.B. nach Annemüller [65] mit Hilfe der mittleren Luftkonzentration c_m berechnen aus

$$t_g = \frac{1}{1 - c_m} \cdot t_w \quad (70)$$

Zur Bestimmung der Größe c_m wird auf die entsprechende Literatur [65], [66] verwiesen. Der Abfluß muß schießend erfolgen, d.h. die Abflußtiefe muß kleiner als die kritische Tiefe sein. Der Abflußvorgang läßt sich an Hand

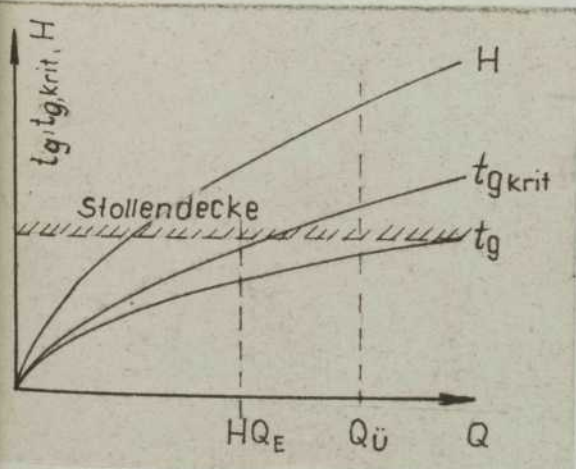


Bild 48: Nachweis für schießenden Abfluß im Ablaufstollen

einer Füllkurve gemäß Bild 48 übersichtlich darstellen. Die kritische Tiefe muß ebenfalls für das Wasser-Luft-Gemisch ermittelt werden, wobei zunächst wieder die kritische Tiefe $t_{w, \text{krit}}$ für reines Wasser [67] und entsprechend Gl. 70 $t_{g, \text{krit}}$ näherungsweise berechnet werden kann. Ist für alle Abflüsse $t_g < t_{g, \text{krit}}$, so tritt stets schießender Abfluß bei gleichförmiger Bewegung ein. Da jedoch vor Erreichen der gleichförmigen, schießenden Strömung verzögerte Bewegung vorliegt und die Wassertiefe dabei stets kleiner als bei gleichförmiger Bewegung ist, liegt im gesamten Stollen für den gesamten Abflußbereich schießende Strömung vor, d.h. es kommt nicht zur Ausbildung eines Wechselsprunges und zur Energieumwandlung im Stollen.

Die Bedingung des schießenden Abflusses bei gleichförmiger Bewegung ist auch bei geringem Stollengefälle bis herunter zu $J = 1\%$ in den meisten Fällen einzuhalten. Z.B. haben die Modellversuche für den Ohra-Schachtüberfall, der einen Stollendurchmesser von $d = 3,0 \text{ m}$ und $J = 1,5\%$ Gefälle hat, bei allen Abflußwerten $Q_w < Q_{w, \text{krit}}$ schießende Strömung ergeben [35].

6.3 Ausbildung des Tosbeckens

Das Hauptproblem der Tosbeckenbemessung besteht darin, die Energie eines sehr konzentrierten Schußstrahles mit hoher Froudescher Zahl einwandfrei umzuwandeln und anschließend das Wasser in ein relativ breites Abflußprofil schadlos einzuleiten. Es liegt also ein dreidimensionaler Strömungsvorgang vor. Bisherige Modelluntersuchungen betrafen jeweils nur Tosbecken spezieller Anlagen und lassen keine Verallgemeinerung zu, stellen jedoch einen Anhalt für die Konstruktion dar. Bild 49 zeigt das Tosbecken des Schachtfalles Heart Butte (USA), das als Vorbild für zahlreiche Schachtüberfälle diente. Die Ausbildung der Tosbecken wurde bisher nur mit Hilfe von Modellversuchen durchgeführt, und auch künftig werden sich derartige Versuche kaum umgehen lassen. Durch die Anwendung der bisherigen Erkenntnisse bei der Berechnung von

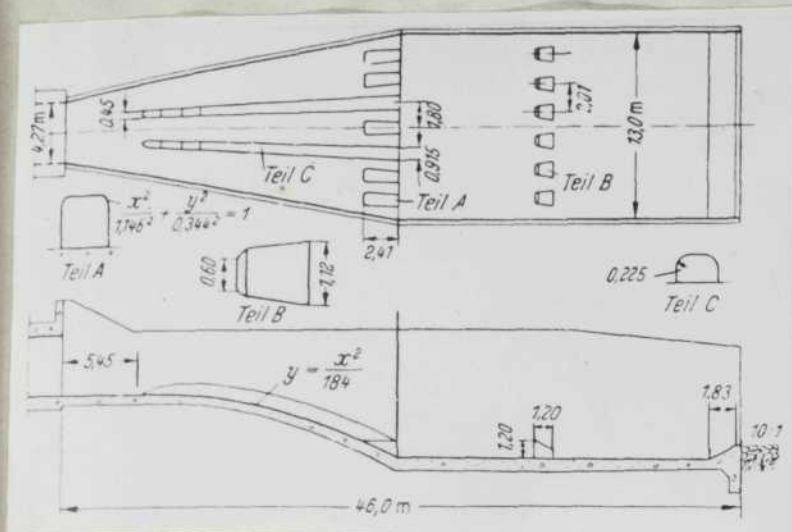


Bild 49: Tosbecken des Schachtüberfalltes Heart Butte (USA)

Tosbecken, besonders der Untersuchungen von Sharma [68] über den geknickten Wechselsprung auf das Tosbecken eines Schachtüberfalltes könnten entsprechende Bemessungsgrundlagen erarbeitet werden.

7. Versuche

7.1 Ziel der Versuche

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit war es nicht möglich, alle aufgeworfenen, noch unbefriedigend geklärten Fragen einer Lösung durch Modellversuche zuzuführen, sondern es konnten nur die wichtigsten und theoretisch umfassend behandelten Probleme im Modell untersucht werden.

Das Ziel der durchgeführten Versuche bestand darin, die Berechnungsmethode für den Schachteinlauf sowie die theoretischen Ansätze zur Berechnung des senkrechten Fallschachtes mit konstantem Durchmesser zu überprüfen und entsprechende Kennwerte für die Energieumwandlung zu ermitteln. Im einzelnen lassen sich diese Aufgaben folgendermaßen formulieren:

1. Ermittlung der Abflußcharakteristik und des Überfallbeiwertes eines Schachteinlaufes, der nach der Unterfläche des Überfallstrahles über einen scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfall profiliert ist und Untersuchung des Einflusses der Fallschachtlänge und der ringförmigen Belüftung auf den Überfall.
2. Ermittlung des Druckverlaufes und des maximalen Unterdruckes in einem senkrechten Fallschacht mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten und Vergleich mit den Druckverhältnissen im Fallschacht bei ringförmiger Belüftung.
3. Bestimmung des Luftabflusses Q_L und des Belüftungsgrades β bei ringförmiger Belüftung und Vergleich der Ergebnisse des Versuches mit denen, die sich nach den theoretischen Ansätzen (Gl.45) ergeben.
4. Ermittlung des Beiwertes ζ_m für den Vermischungsverlust bei ringförmiger Belüftung und des Faktors k als Verhältnis des Druckabfalles im Fallschacht und in der Belüftungsleitung.

Die Versuche im Hubert-Engels-Flußbaulaboratorium wurden an zwei Modellen durchgeführt. Die ersten Versuche an einem Fallschacht von 50 mm Durchmesser dienten als qualitative Voruntersuchungen, die Hauptversuche wurden an einem Modell mit 100 mm Fallschachtdurchmesser durchgeführt. Sämtliche Darstellungen und Fotos vom Versuchsaufbau und den -ergebnissen sind in den Anlagen 1 bis 35 zusammengefaßt.

7.2 Versuchsaufbau und Ergebnisse der Voruntersuchungen

Der Versuchsaufbau für die Vorversuche ist in den Bildern 50 und 51 (Anlage 1) dargestellt. Der Schachteinlauf wurde aus einem im Grundriß quadratischen Zulaufbehälter von 80 x 80 cm gespeist. An einer Seite war eine Glasscheibe eingebaut, um die Strömungsverhältnisse am Einlauf beobachten zu können. Der Zulauf des Wassers erfolgte durch eine perforierte PVC-Leitung NW 100, die am inneren Behälterrand verlegt war. Diese Leitung wurde mit einer Kreiselpumpe aus dem Rücklaufkanal gespeist.

Der Schachteinlauf war aus Piacryl GK hergestellt (Bild 51). Der Einlaufradius betrug $R = 65,4 \text{ mm}$, die Entwurfsüberfallhöhe $h_E = 24,5 \text{ mm}$; für das daraus folgende Verhältnis $h_E/R = 0,375$ wurde das Profil des Einlaufes entsprechend Tafel 1 ermittelt. Die Einlauflänge y_e betrug 120 mm . An den Einlauf war ein Fallschacht von $d = 50 \text{ mm}$ Durchmesser aus Jenaer Glas angeschlossen. Verwendet wurden Fallschachtlängen von $y = 1,10 \text{ m}$ und $y = 0,55 \text{ m}$. Da sowohl Einlauf als auch Fallschacht durchsichtig waren, konnten die Strömungsvorgänge gut beobachtet werden.

Die ringförmige Belüftungseinrichtung bestand aus 6 Schläuchen von 9 mm Durchmesser, die die Luft von der freien Atmosphäre an das Ende des Schachteinlaufes heranzuführten. Die Schläuche konnten einzeln durch Schlauchklemmen geschlossen werden.

Zur Messung der Überfallhöhe diente ein Spitzenpegel. Der Wasserabfluß wurde mit Hilfe des im Rücklaufkanal eingebauten Eichbehälters nach Durchfluß durch das Modell gemessen. Oberhalb und unterhalb der Belüftungseinrichtung sowie kurz vor Einmündung der Belüftungsleitung in den Fallschacht waren Druckmeßanschlüsse vorhanden, mit denen der Druckverlauf verfolgt werden konnte. Für die Messung des Luftabflusses stand ein Meßgerät nach Wobser zur Verfügung, das sich allerdings als unzuweckmäßig erwies, da es den Luftabfluß wesentlich beeinträchtigte. Deshalb wurde schließlich auf die Messung des Luftabflusses bei den Vorversuchen verzichtet.

Die Vorversuche gaben bereits einen guten Überblick über die Strömungsvorgänge in einem Fallschacht mit ringförmiger Belüftung. Eine Darlegung quantitativer Ergebnisse soll hier unterbleiben, da die Meßwerte infolge der geringen Abmessungen des Modells relativ ungenau sind. Qualitativ lassen sich jedoch einige wesentliche Erkenntnisse aus den Vorversuchen ableiten:

1. Die Abflußcharakteristik des Schachteinlaufes wird von der Länge des Fallschachtes bis zum jeweiligen Überdeckungspunkt nicht beeinflusst.

2. Der Überdeckungsabfluß Q_{UB} ist wesentlich von der Größe des Querschnittes der ringförmigen Belüftungsleitung abhängig. Je größer der Querschnitt der Belüftung, desto kleiner ist Q_{UB} .
3. Als wichtigstes Ergebnis wurde festgestellt, daß der maximale Unterdruck im Fallschacht vom Querschnitt der Belüftung nur geringfügig beeinflußt wird. Die ringförmige Belüftung verursacht einen nur geringen Abbau des Unterdruckes hinter der Belüftungsstelle, während vor der Belüftungsstelle der Unterdruck entscheidend vermindert wird.

Darüber hinaus wurde eine Reihe von wichtigen Hinweisen für die Durchführung der Versuche am Hauptmodell gewonnen, insbesondere hinsichtlich der Meßeinrichtung für die Druck- und Luftabflußmessung und die Berücksichtigung der Zulaufströmung. Es wurde erkannt, daß Druckmessungen beim Abfluß eines Wasser-Luft-Gemisches durch den Fallschacht mit einfachen Standrohren möglich sind und teure Geräte wie elektrische Druckgeber nicht benötigt werden. Zu ähnlichen Feststellungen war auch Sastry [5] bei der Durchführung seiner Versuche gekommen.

7.3 Versuchsanordnung bei den Hauptversuchen

Der Versuchsanordnung für die Hauptversuche ist in den Bildern 52 bis 64 (Anlage 2 bis 8) dargestellt. Beim Versuchsaufbau konnten Teile des Versuchsstandes von Sastry [5], und zwar der Zulaufbehälter und der Schachteinlauf, verwendet werden.

7.31 Zuflußanordnung

Der normalkronige Schachteinlauf befand sich in der Mitte eines Zulaufbehälters von 2,0 m Durchmesser und 0,50 m Höhe, hergestellt aus Stahlblech 2 mm (Bild 52). Der Zulaufbehälter wurde durch zwei Stahlleitungen NW 150 gespeist, die das Wasser von einem Hochbehälter heranzuführten. Jedes der Zulaufrohre war mit einem Keilschieber verschließbar. Bei Eintritt in den Zulaufbehälter war am Ende jeder Zulaufleitung ein T-Stück angeordnet, wodurch eine gleichmäßigere Verteilung des Wassers erzielt wurde.

Von großer Bedeutung für einen gleichmäßigen Abfluß durch den Fallschacht ist die einwandfreie Beruhigung der Zuströmung zum Einlauf. Die Voruntersuchungen hatten gezeigt, daß bereits geringe Unregelmäßigkeiten zur Entstehung von Einlaufwirbeln führen und dadurch beträchtliche Schwankungen des Wasserspiegels im Zulaufbehälter hervorrufen. Für die Beruhigung wurden daher drei kreisrunde Beruhigungsringe aus Lochblech verwendet, die im oberen Teil mit PVC-Folie verkleidet waren. Um ein Unterströmen der Ringe infolge von Unebenheiten der Behältersohle an verschiedenen Stellen auszuschalten, wurde zwischen die Beruhigungsringe eine Schicht Grobkies von etwa 5 cm Höhe eingebracht. Die verwendete Beruhigungseinrichtung war geeignet, eine völlig wirbelfreie, radiale Zuströmung zum Einlauf zu gewährleisten.

7.32 Schachteinlauf

Für die Versuche wurde ein Schachteinlauf verwendet, der nach der Strahlunterfläche bei einem scharfkantigen Kreisüberfall profiliert wurde. Der Einlauf bestand aus Aluminiumguß von 10 mm Wandstärke. Der Überfallradius betrug $R = 131 \text{ mm}$, die Entwurfsüberfallhöhe $h_E = 49,1 \text{ mm}$ und damit das Verhältnis $h_E/R = 0,375$. Ferner ist $y_0 = 3,9 \text{ mm}$ und damit $h_{0E} = 45,2 \text{ mm}$. Der Schachteinlauf war dem bei den Vorversuchen verwendeten geometrisch ähnlich. Die Koordinaten des Schachteinlaufes sind in der folgenden Tabelle eingetragen (Maße in [mm]). Für $h/R = 0,375$ ergibt sich nach

x	y	x	y	x	y	x	y
0,7	0,0	9,8	3,6	25,2	-2,0	65,6	-59,0
2,5	2,2	19,7	0,7	29,4	-4,9	74,0	-98,3
4,9	3,2	21,2	0,0	35,5	-9,8	80,3	-172,0
7,9	3,9	23,1	-0,1	52,0	-29,5	81,0	-215,0

Bild 6 der Überfallbeiwert $C = 1,77 [\text{m}^{3/2}/\text{s}]$ und damit der rechnerische Entwurfsabfluß zu

$$Q_E = 1,77 \cdot 2\pi \cdot 0,131 \cdot 0,0491^{3/2} = 0,01585 \text{ m}^3/\text{s}.$$

Der Schachteinlauf ist auf den Bildern 53 und 57 dargestellt.

7.33 Zylindrischer Fallschacht

Der Fallschacht von 100mm Durchmesser bestand aus einem oberen Teil von 651 mm Länge, das aus durchsichtigem Piacryl GK von 4 mm Wandstärke hergestellt war, so daß die Strömungsvorgänge am Fallschachtenanfang gut beobachtet werden konnten. Durch eine Flanschverbindung konnte ein weiteres Rohrstück aus PVC von 100 mm Durchmesser angefügt und die Fallschachtlänge vergrößert werden. Für die Wahl der Fallschachtlänge y bzw. des Verhältnisses y/d wurden zum Vergleich einige projektierte oder bereits fertiggestellte Schachtüberfälle herangezogen, insbesondere Schachtüberfälle mit ringförmiger Fallschachtbelüftung. In der folgenden Tabelle sind die entsprechenden Daten einiger Schachtüberfälle zusammengestellt. Gleichzeitig sind einige Angaben über die Größe der ringförmigen Belüftungsanlagen eingetragen. Es ist zu erkennen,

Schachtüberfall		y	d	y/d	F	F_B	F_B/F
Name	Bild	m	m	-	m ²	m ²	%
Ohra	1	30,15	3,0	10,05	7,07	-	-
Dhünn	-	12,0	3,20	3,75	8,05	-	-
Steinbach	25	26,0	2,2	11,8	3,81	0,142	3,73
Obenau	24	40,0	1,80?	22,2	2,54?	?	?
Heart-Butte	22,23	5,0	3,36	1,5	8,86	0,228	2,56

daß das Verhältnis y/d bei den einzelnen Bauwerken sehr unterschiedlich ist. Bei den Versuchen wurden zwei verschiedene Fallschachtlängen y untersucht, und zwar $y = 0,651 \text{ m}$ mit einem Verhältnis $y/d = 6,51$ sowie $y = 2,391 \text{ m}$ mit $y/d = 23,91$.

Der Anschluß des Fallschachtes an den Einlauf erfolgte mit einer Flanschverbindung mit Weichgummidichtung und zusätzlicher Ab-

dichtung mit Vakuumfett, um den Eintritt von Fremdluft zu verhindern. Der Fallschacht mündete frei endend in eine Ablaufleitung aus Stahlrohr NW 150, die das Wasser einem Sammelbehälter zuleitete.

7.34 Ringförmige Belüftung

Bei der Ausbildung der ringförmigen Belüftungseinrichtung wurde ausgegangen von Größenverhältnissen, wie sie bei bisher ausgeführten Anlagen angewendet wurden. Z.B. wird beim Heart-Butte-Schachtüberfall die Luft mit 12 6-zölligen Leitungen (\varnothing 155,5 mm) an den Fallschachtanfang herangeführt. Das Verhältnis F_B/F (s. obestehende Tabelle) beträgt 0,0256 bzw. 2,56%. Der Fallschacht der Steinbachtalsperre wird durch 8 flexible Rohre von 150 mm \varnothing belüftet, wobei $F_B/F = 0,0373 = 3,73\%$ ist. Über den Vorschlag "Obenau-Schachtüberfall" liegen keine Angaben über die Ausbildung der Belüftungsquerschnitte vor.

Das Verhältnis F_B/F ist jedoch nur einer der Parameter, die den Grad der Belüftung beeinflussen. Entscheidend sind außerdem die Längen und Querschnitte der Zuführungsleitungen sowie ihre Energieverluste. Während z.B. beim Heart-Butte-Schachtüberfall die Luft durch ein sehr langes Rohrleitungssystem herangeführt wird, das sehr große hydraulische Verluste verursacht, sind die Zuleitungsrohre beim Steinbach-Fallschacht relativ kurz. Beim Obenau-Schachtüberfall wird die Luft durch kurze Rohrstücke direkt aus dem Entnahmeschacht herangeführt.

Diese verschiedenen Einflüsse werden durch den Ausdruck

$$n = k \cdot \frac{\gamma_1}{\gamma_w} \left[1 + \sum \left(\xi_B \cdot \frac{F_B^2}{F_1^2} \right) \right] \cdot \left(\frac{F}{F_B} \right)^2$$

nach Gl. 43 erfaßt. Die in den Versuchen verwendete ringförmige Belüftungseinrichtung hatte die Bedingung zu erfüllen, daß der n-Wert variiert werden konnte, um die unterschiedlichen Ausführungsmöglichkeiten der ringförmigen Belüftung zu berücksichtigen. Die Belüftungseinrichtung ist in den Bilder 54 und 58 dargestellt. In den Fallschacht münden im Abstand von 315 mm unterhalb der

Überfallkrone 12 Belüftungsrohre aus PVC von je 11,5 mm \varnothing und 200 mm Länge. Damit ist $F_B = 12 \cdot 1,04 = 12,5 \text{ cm}^2$ und mit $F = 78,5 \text{ cm}^2$ beträgt das Verhältnis $F_B/F = 0,159 = 15,9\%$, ist also größer als bei den Ausführungsbeispielen. Die Belüftungsrohre werden von einer Ringleitung mit 55 mm \varnothing gespeist. Damit alle 12 Belüftungsrohre den gleichen Luftabfluß abführen, muß der Zuströmungsquerschnitt F_Z nach Eck [14]

$$F_{Z, \text{ erf}} = F_B \cdot \frac{2}{\sqrt{1 + \zeta}} \quad (71)$$

sein, wobei ζ den Beiwert für den Eintrittsverlust in die Abzweige darstellt. Für scharfkantigen Eintritt ist $\zeta = 0,5$. Somit ist

$$F_{Z, \text{ erf}} = 12,5 \cdot \frac{2}{\sqrt{1 + 0,5}} = 20,4 \text{ cm}^2 < F_{Z, \text{ vorh.}} = 23,8 \text{ cm}^2.$$

Die Luftzuführung zur Ringleitung erfolgte an zwei einander gegenüberliegenden Einführungen durch Gummischläuche von 30 mm Innendurchmesser. Die beiden Zuführungsschläuche zweigten von einem Schlauch von 35 mm Innendurchmesser ab, der an das Meßgerät für den Luftabfluß angeschlossen war. Dazwischen war ein Absperrschieber angeordnet, mit dem die Luftzuführung gedrosselt und damit der n-Wert verändert werden konnte.

Von einer Anordnung von Strahlabweisern über den Belüftungsöffnungen wurde abgesehen, da ihre Wirkung hinsichtlich der Erhöhung des Luftabflusses gering ist.

7.4 Durchführung der Hauptversuche

7.41 Kreislauf des Wassers

Das für die Versuchsdurchführung benötigte Wasser wurde aus einem Rücklaufkanal gefördert. Eine Kreiselpumpe mit einer Leistung von 100 l/s förderte ständig in einen Hochbehälter, von dem das Wasser über die beiden Zuführungsleitungen NW 150 dem Versuchstand zugeleitet wurde. Das für die Versuche nicht benötigte

Wasser floß dem Rücklaufkanal über eine Falleitung aus dem Hochbehälter wieder zu. Der ständig gleichbleibende Wasserstand im Hochbehälter gewährleistete einen konstanten Zufluß zum Versuchstand. Durch Drosselung der Schieber in den Zuführungsleitungen wurden die für die Versuche jeweils benötigten Wasserabflüsse eingestellt. Bei der Versuchsdurchführung floß das Wasser durch die Zuführungsleitungen in den Zulaufbehälter und über den Schachteinlauf in den Fallschacht, die Ablaufleitung, den Sammelbehälter und über ein Meßwehr wieder in den Rücklaufkanal.

7.42 Messung der Überfallhöhe h_o am Schachteinlauf

Die Überfallhöhe am Schachteinlauf wurde mit einem Spitzenpegel gemessen, der an der Labordecke befestigt war und dadurch nicht von Erschütterungen, Durchbiegung und anderen Einflüssen des Zulaufbehälters beeinflusst wurde (Bild 52). Die Messung erfolgte in einem Glaszylinder, wo sich ein ruhiger Wasserspiegel einstellen konnte. Besonderer Wert wurde auf die genaue Einstellung der Nullmarke des Überfalles gelegt, die die Genauigkeit der Messung erheblich beeinflusst. Der Nullpunkt der Überfallhöhe wurde bei jeder Versuchsreihe neu überprüft.

Darüber hinaus war bei der Messung der Überfallhöhe zu beachten, daß sich der Boden des Zulaufbehälters trotz guter Abstützung bei zunehmendem Wasserstand etwas durchbiegt und sich dadurch die Überfallkrone senkt. Diese Absenkung betrug 0,5 mm bei einer Überfallhöhe von $h_o = 10$ cm. Deshalb wurde zu den gemessenen Überfallhöhen der linear interpolierte Wert der Absenkung addiert.

7.43 Messung des Wasserabflusses Q_w

Der Wasserabfluß Q_w wurde mit einem im Rücklaufkanal befindlichen scharfkantigen rechteckigen Meßwehr von 60 cm Breite und 20 cm Höhe gemessen (Bild 52 und 59). Der Abfluß wurde für Überfallhöhen $h_R < 10$ cm nach der Rehbockformel

$$Q = (1,782 + 0,24 h_e/w) \cdot h_e^{3/2}$$

berechnet, wobei

$$h_e = h_R + 0,0011 [m],$$

h_R = Überfallhöhe am rechteckigen Meßwehr,

w = 1,10 m = Tiefe des Beruhigungsbeckens.

Der Geltungsbereich dieser Formel liegt bei $h_R < 1,25$ m [29]. Bei Überfallhöhen $h_R \geq 10$ cm beeinflusst die Seitenkontraktion den Abfluß spürbar. Dieser Einfluß wird in der Überfallformel durch den Überfallbeiwert μ nach der Formel des Schweizerischen Ingenieur- und Architektenvereins erfaßt [29]:

$$\mu = \left[0,578 + 0,037 \left(\frac{b}{b_0} \right)^2 + \frac{3,615 - 3(b/b_0)^2}{1000h_R + 1,6} \right] \cdot \left[1 + 0,5 \left(\frac{b}{b_0} \right)^4 \cdot \left(\frac{h_R}{h_R + w} \right)^2 \right]$$

wobei b = 60 cm = Breite des Rechteckwehres,

b_0 = 95 cm = Breite des Beruhigungsbeckens.

Die übrigen Bezeichnungen s.o.

Diese Formel gilt bei

$$w \geq 0,30 [m] \text{ und } b/w \leq 1$$

sowie

$$0,025 \frac{b_0}{b} \leq h_R \leq 0,80 [m],$$

im vorliegenden Falle also

$$h_R \geq 0,025 \cdot (95/60) = 0,04 [m].$$

Die nach diesen Formeln berechnete Abflußcharakteristik ist in Bild 59, Anlage 7, dargestellt. Beide Formeln stimmen in dem Bereich $0,05 [m] < h_R < 0,10 [m]$, in welchem die am häufigsten gemessenen Abflüsse liegen, sehr gut überein.

Die Überfallhöhe h_R wurde mit einem elektrischen Spitzenpegel gemessen, der auf der Laborschle aufgestellt war (Bild 60). Die Spitze des Pegels war an einem etwa 3 m langen Gestänge befestigt, da sich das Meßwehr im Rücklaufkanal befand. Dadurch war ein bequemes Ablesen möglich. Längenänderungen des Gestänges durch

thermische Ausdehnung traten nicht ein, da die Temperatur im Rücklaufkanal konstant war.

Vor dem Überfall wurde das Wasser durch ein Beruhigungsbecken geleitet. Die Energie des aus dem Ablaufrohr austretenden Wassers wurde an einer Prallwand umgewandelt. Eine anschließende Tauchwand sorgte für eine einwandfreie Beruhigung der Zuströmung zum Meßwehr.

7.44 Messung des Luftabflusses Q_1 durch die ringförmige Belüftung

Der Luftabfluß durch die ringförmige Belüftung wurde mit einem Industriegaszähler vom Typ GZBI- NB 50 vom VEB Gaselan Fürstenwalde bestimmt, der einen Meßbereich von $0,14 [l/s] < Q_1 < 18,0 [l/s]$ hat (Bild 61). Die zugelassene Fehlergrenze beträgt 1t. Eichanordnung des DAMW $\pm 2\%$. Bei Eichversuchen im Institut für Kolben- und Dampfmaschinen der TU Dresden wurden Meßungenauigkeiten dieses Gerätes von maximal 3% festgestellt. Der Druckabfall des Gerätes beträgt beim Maximaldurchfluß nur 16 mm WS, so daß keine wesentliche Beeinträchtigung des Belüftungsprozesses erfolgte.

7.45 Messung des statischen Druckes im Fallschacht und des Druckabfalles in der ringförmigen Belüftung

Für die Messung des Druckes war der Fallschacht im oberen Bereich mit 7 Anbohrungen versehen (s. Bild 54 und 58), an die durchsichtige flexible Schläuche von 7 mm Innendurchmesser angeschlossen waren, die gleichzeitig als Standrohre dienten. Die Schläuche waren übersichtlich zu einer Manometerharfe zusammengefaßt (Bild 55 und 81). An den Meßstutzen hin und wieder eingedrungene Luftblasen konnten leicht erkannt und herausgedrückt werden. Um den Mittelwert des statischen Druckes zu bestimmen, wurden die Meßschläuche stark gedrosselt, da sonst beträchtliche Schwankungen auftraten, die die Messung erschwerten.

Zur Messung des Druckabfalles in der ringförmigen Belüftung waren kurz vor Einmündung der Belüftungsrohre in den Fallschacht zwei

Meßstutzen angebracht. Der Abfall des Luftdruckes wurde mittels U-Rohrmanometern gemessen. Als Meßflüssigkeit diente Wasser. Bei sehr geringem Druckabfall (volle Öffnung der Belüftungsleitung) wurde ein 30° -Schrägrohrmanometer verwendet.

7.5 Auswertung der Hauptversuche

Die Meßergebnisse bei den Hauptversuchen sind in den Versuchsprotokollen 1 bis 5 (Anlage 9 bis 13) eingetragen. Die Ergebnisse sind tabellarisch ausgewertet (Anlagen 14 - 17, Tabellen 1 bis 4). Die veränderlichen Parameter der Versuche sind der Wasserabfluß Q_w , der Beiwert n für die Energieverluste und die geometrischen Verhältnisse der ringförmigen Belüftung (variiert durch Drosseln des Schiebers) sowie die Fallschachtlänge y . Die Ergebnisse sind in den Anlagen 18 bis 30, Bilder 62 bis 75, dargestellt.

7.51 Abflußcharakteristik und Überfallbeiwert C

Die gemessenen Überfallhöhen h_o sind in Abhängigkeit vom Wasserabfluß Q_w in Bild 62 eingetragen. Die Meßpunkte fallen eng zusammen und lassen sich durch eine eindeutige Kurve darstellen. Für die Bemessungsüberfallhöhe $h_{oE} = 4,52$ cm bzw. $h = 4,91$ cm wurde unter Punkt 7.32 ein Abfluß von $Q_E = 15,85$ l/s errechnet. Gemessen wurde bei der Überfallhöhe $h_{oE} = 4,52$ cm ein Abfluß von $Q_E = 16,9$ l/s, der gegenüber dem berechneten um 6,6% größer ist. Der nach der Methode des scharfkantigen Kreisüberfalles profilierter Schachteinlauf leistet demnach bei den Entwurfsverhältnissen etwas mehr als erwartet, was der Sicherheit zugute kommt.

Der Überdeckungsabfluß Q_{ii} ist abhängig vom Grad der Belüftung, d.h. vom Grad der Drosselung der Luftzufuhr sowie von der Fallschachtlänge. Bei dem jeweiligen Überdeckungsabfluß steigt die Überfallhöhe plötzlich steil an. Der Übergang zwischen den Bereichen A und B (Bild 2) erfolgte in der Regel sprunghaft. Nur bei der größten Fallschachtlänge $y = 239,1$ cm und geschlossener Belüftung ist ein gewisser Überdeckungsbereich erkennbar.

Vor Erreichen der Überdeckung liegen alle Meßwerte auf einer

gemeinsamen Grundkurve. Da der Unterdruck am Fallschachtanfang bei einem bestimmten Wasserabfluß Q_w in Abhängigkeit vom Grad der Belüftung und der Fallschachtlänge verschieden groß ist, bedeutet das, daß der Abfluß bzw. der Überfallbeiwert vor der jeweiligen Überdeckung von den Druckverhältnissen im Fallschacht nicht spürbar beeinflusst wird. Diese Feststellung ist bereits im Kap. 4 bei der Auswertung der Versuche verschiedener Forscher getroffen worden (Bild 9). Daraus folgt, daß das vorgeschlagene Berechnungsverfahren für den Schachteinlauf für $H_{QE} < Q_{\bar{u}}$ ohne Berücksichtigung der Druckverhältnisse im Fallschacht anwendbar ist.

Der Überfallbeiwert C des verwendeten Schachteinlaufes ist in Abhängigkeit von h/R in Bild 63 dargestellt. Er wurde errechnet aus der Überfallformel für den scharfkantigen Kreisüberfall,

$$C = \frac{Q_w}{2\pi R \cdot h^{3/2}} = \frac{Q_w}{2\pi R \cdot (h_o + y_o)^{3/2}} \quad [m^{1/2}/s]$$

worin Q_w = gemessener Wasserabfluß $[m^3/s]$,

h_o = gemessene Überfallhöhe $[m]$,

$R = 0,131 \text{ m}$ = Einlaufradius,

$y_o = 0,0039 \text{ m}$ (= konst.) = Steighöhe der Strahlunterfläche bei der Entwurfsüberfallhöhe.

Durch diese Berechnung ist ein direkter Vergleich mit dem Überfallbeiwert am scharfkantigen Kreisüberfall möglich. Die Kurve für den Überfallbeiwert des verwendeten Schachteinlaufes zeigt einen anderen Verlauf als die Kurve des scharfkantigen Kreisüberfalles. Bei $h < h_E$ ist der Überfallbeiwert des Schachteinlaufes erheblich kleiner. Bei den Entwurfsverhältnissen ist er um 6,6% größer als beim scharfkantigen Kreisüberfall. Grundsätzlich kann also - anschließend an die Betrachtungen im Kap. 4.2 - festgestellt werden, daß der nach der vorgeschlagenen Berechnungsmethode gestaltete Schachteinlauf bei den Entwurfsbedingungen etwa den gleichen Abfluß erreicht wie der scharfkantige Kreisüberfall, nach dessen Strahlunterfläche er profiliert wurde.

Bis zu den jeweiligen Überdeckungspunkten steigt der C-Wert weiter an, während er nach der Überdeckung stark abfällt. Der Abfall ist wesentlich stärker als beim scharfkantigen Kreisüberfall nach der Überdeckung ($h/R \approx 0,45$). Das ist durch die völlig unterschiedlichen Strömungsverhältnisse bei $Q_w > Q_{ü}$ in beiden Fällen zu erklären. Während beim scharfkantigen Kreisüberfall sich der Strahl bei $Q_w > Q_{ü}$ unterhalb der Überfallkante weiter

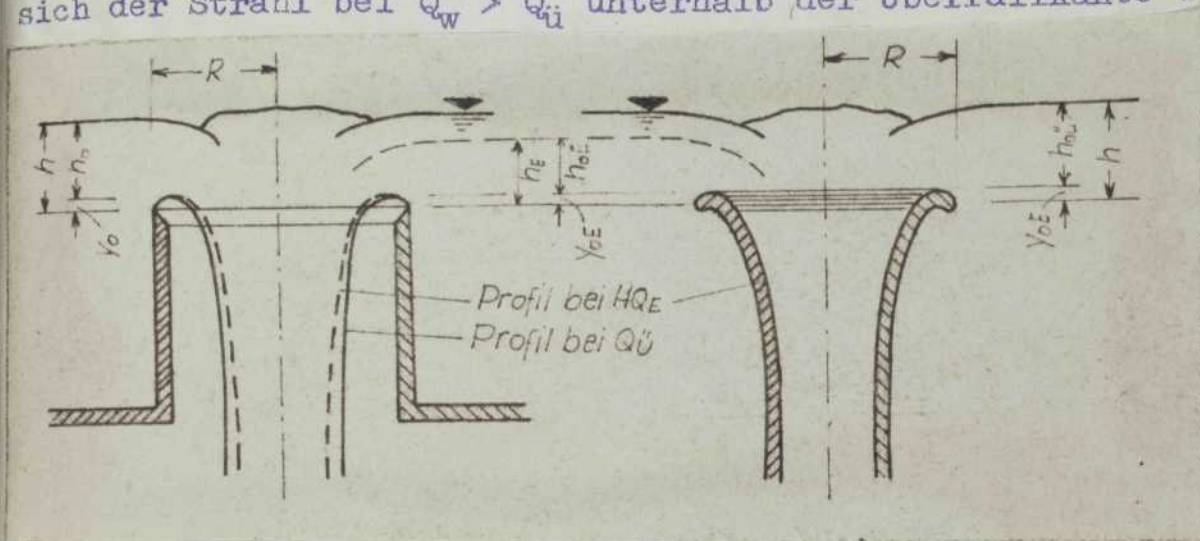


Bild 64: Scharfkantiger Kreisüberfall und normalkroniger Schachteinlauf bei Überdeckung

ausbreiten kann, ist beim Schachteinlauf bei der Überdeckung der Fließquerschnitt unveränderlich und dadurch keine nennenswerte Abflußsteigerung möglich (Bild 64).

Die Strahlvereinigung am Einlauf trat unabhängig von der Fallschachtlänge und dem Öffnungsgrad der ringförmigen Belüftung stets bei einer Überfallhöhe von $h_{0V} = 3,60$ cm und dem Abfluß $Q_{wV} = 11,5$ l/s ein. Damit ist $h_V = h_{0V} + y_0 = 3,60 + 0,39 = 3,99$ cm und $h_V/R = 0,305$. Während Sastry [5] den Maximalwert des Überfallbeiwertes bei der Strahlvereinigung feststellte, ist bei den eigenen Versuchen auch nach der Strahlvereinigung ein beträchtliches Ansteigen des Überfallbeiwertes zu erkennen. Der Maximalwert von C trat bei den eigenen Versuchen stets kurz vor der Überdeckung auf.

In Bild 65 ist der in den Versuchen bestimmte Überfallbeiwert in Abhängigkeit von h/h_E im Vergleich zu den Ergebnissen der Versuche von Lazzari [24], Skrzjaga [26] und Sastry [5] darge-

stellt (vergl. auch Bild 8). Zum Vergleich ist außerdem der auf die scharfe Überfallkante umgerechnete Überfallbeiwert des geraden normalkronigen Überfalles nach Knapp [69] dargestellt. Die Ergebnisse der verschiedenen Untersuchungen streuen relativ stark. Während insbesondere Lazzaris Ergebnisse für einen Schachteinlauf mit $h_E/R = 0,1$ sowie Sastrys und die eigenen Ergebnisse für $h_E/R = 0,375$ relativ gut mit den Überfallbeiwerten des geraden Überfalles übereinstimmen, zeigen besonders Kurve 4 (Skrjaga) und 6 (Sastry, $h_E/R = 0,4$, Schachtdurchmesser $d \approx 150$ mm) erhebliche Unterschiede. Bei allen ist ein deutliches Ansteigen der Überfallbeiwerte mit der Überfallhöhe bis etwa $h/h_E = 1$ festzustellen. Die Form dieser Kurven wird durch sehr viele Faktoren beeinflusst. Auch Meßungenauigkeiten dürften eine Rolle spielen. Um zu einer befriedigenden Klärung dieser Fragen zu gelangen, wäre eine große Anzahl von Versuchen an mehreren Schachteirläufen mit verschiedenen Verhältnissen h_E/R und Einlaufradien notwendig. Überschläglich dürfte die Kurve für den C-Beiwert des geraden Überfalles nach Knapp [69] für Abflüsse $Q_w \neq HQ_E$ und $Q_w < Q_{ti}$ Anwendung finden können.

Die Abflußvorgänge am Schachteinlauf wurden photographisch in den Bildern 76 bis 80 festgehalten. Dabei sind einige markante Zustände wie Strahlvereinigung, Entwurfsabfluß und Überdeckung dargestellt. Bei Abflüssen $Q_w \geq Q_{wv}$ ist eine Rillenbildung in der Strahloberfläche zu erkennen. Ferner ist sichtbar, daß keinerlei Wirbelbildung am Einlauf vor Erreichen der Überdeckung auftrat. Ein geringer Wirbel trat mitunter nach der Überdeckung auf. Ein Wirbelkreuz, das dann in den Einlauf gesetzt wurde, verbesserte jedoch die Strömungsverhältnisse nicht merklich.

7.52 Überdeckungsdurchfluß Q_{ti}

Der Überdeckungsdurchfluß Q_{ti} ist für die Auswertung der Versuchsergebnisse eine der wichtigsten Bezugsgrößen. Er wird bei den durchgeführten Versuchen insbesondere durch die Fallschachtlänge y und den Grad der Belüftung β beeinflusst. Der Maximalwert des Überdeckungsdurchflusses ergibt sich bei der größten Fallschacht-

länge und geschlossener Belüftung. Nach Gleichung 8 ist

$$Q_{\text{ü}} = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \sqrt{\frac{2g(h_{\text{ou}} + y_e + y)}{\alpha_w + \xi_e + \lambda_w(y_e + y)/d}}$$

Aus den Modellabmessungen sind bekannt (Bilder 53 und 54):

$$d = 0,10 \text{ m}, F = 0,007854 \text{ m}^2$$

$$y = 2,391 \text{ m}$$

$$y_e = 0,244 \text{ m}$$

$$y + y_e = 2,635 \text{ m}$$

Die Überfallhöhe h_{ou} beträgt etwa 0,10 m (Bild 62). Ferner wird mit $\alpha_w \approx 1,0$ und $\xi_e \approx 0,05$ gerechnet.

Es wird geschätzt: $Q_{\text{ü}} = 50 \text{ l/s}$, damit $v_w = 6,37 \text{ m/s}$;

Für $T = 14^\circ\text{C}$ ist $\nu = 1,175 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ und damit

$$\text{Re} = \frac{v \cdot d}{\nu} = \frac{6,37 \cdot 0,10}{1,175} = 5,44 \cdot 10^5$$

Die absolute Rauigkeit wird für das verwendete Kunststoffrohr zu $k = 0,01 \text{ mm}$ geschätzt. Mit $k/d = 10^{-4}$ wird nach Mock [47]

$$\lambda_w = 0,0144.$$

Die Berechnung liefert

$$Q_{\text{ü}} = 0,007854 \cdot 4,429 \cdot \sqrt{\frac{2,635 + 0,10}{1,0 + 0,05 + 0,0144 \cdot 2,635/0,10}} = 0,0482 \text{ m}^3/\text{s} = 48,2 \text{ l/s}.$$

Die Messung ergab einen Überdeckungsabfluß von $Q_{\text{ü}} = 51,2 \text{ l/s}$, der um etwa 6% größer ist als der errechnete. Dieser Unterschied ergibt sich daraus, daß die Rauigkeit des Fallschachtes noch geringer sein dürfte^{als} angenommen. Als Bezugsgröße wurde der gemessene $Q_{\text{ü}}$ -Wert verwendet. Bei der Fallschachtlänge $y = 0,651 \text{ m}$

wurde $Q_{ü} = 32,9 \text{ l/s}$ gemessen und als Bezugsgröße verwendet.

Der Abfluß Q_{krit} nach Gl.9, bei dem Kavitation im Fallschacht auftritt und die Strömung abreißt, konnte bei den Versuchen nicht erreicht werden. Dafür wäre eine beträchtlich größere Fallschachtlänge notwendig gewesen. Nach Gl.9

$$Q_{krit} = F_w \sqrt{\frac{2g(y_k + h_{ok} + \Delta p_d/\gamma_w)}{\alpha_k + \zeta_{ek}}}$$

läßt sich nach Kap.5.232 für den Fall, daß $Q_{ü} \approx Q_{krit}$ ist, abschätzen: $F_w \approx F = 0,00785 \text{ m}^2$, $y_k \approx y_e = 0,244 \text{ m}$, $h_{ok} \approx 0,15 \text{ m}$, $\Delta p_d/\gamma_w \approx 8,0 \text{ m}$, $\alpha_w \approx 1,0$ und $\zeta_{ek} \approx 0,1$. Damit wird der kritische Abfluß errechnet zu

$$Q_{krit} = 0,007854 \cdot 4,429 \cdot \sqrt{\frac{0,244 + 0,15 + 8,0}{1,0 + 0,1}} = 0,096 \text{ m}^3/\text{s} = 96 \text{ l/s}$$

ist also etwa doppelt so groß wie $Q_{ü}$. Nur bei einer entsprechend großen Fallhöhe kann dieser kritische Wert im Modell auftreten, wofür eine Modellversuchsanlage mit großer Fallhöhe, z.B. an einer Talsperre, erforderlich ist.

Bei ringförmiger Belüftung tritt die Überdeckung im Modell eher ein. Nach Gl.40 ist

$$Q_{üB} = F \cdot \sqrt{\frac{2g(y_e + h_{oü} + \Delta p_1/\gamma_w)}{\alpha_w + \zeta_e}}$$

Der Unterdruck $\Delta p_1/\gamma_w$ ist von den geometrischen und hydraulischen Parametern der Belüftungsleitung abhängig, die durch den Faktor n nach Gl.43

$$n = k \cdot \frac{\gamma_1}{\gamma_w} \cdot \left[1 + \sum \left(\zeta_B \cdot \frac{F_1^2}{F_B^2} \right) \right] \left(\frac{F}{F_B} \right)^2$$

erfaßt werden. Ist F_B gegenüber F groß und ζ_B klein, so ist der Wert n sehr klein und $\Delta p_1/\gamma_w$ etwa Null. Mit $h_{oü} \approx 5 \text{ cm}$, $y_{eB} = 0,315 \text{ m}$ (bis zur ringförmigen Belüftung), $\alpha_w \approx 1,0$ und $\zeta_e \approx 0,05$ ergibt sich als kleinstmöglicher Überdeckungsabfluß bei ringförmiger Belüftung

$$\min Q_{üB} = 0,007854 \cdot 4,429 \cdot \sqrt{\frac{0,315 + 0,05}{1,0 + 0,05}} = 0,0205 \text{ m}^3/\text{s} = 20,5 \text{ l/s}$$

Bei voller Öffnung der verwendeten ringförmigen Belüftungseinrichtung wurde $Q_{üB} = 25,5 \text{ l/s}$ gemessen. Dabei war $\Delta p_1 / \gamma_w = 0,21 \text{ m}$ (Versuchsprotokoll 1) und der Wert $n = 1,25$ (Tabelle 3). Es zeigt sich, daß $Q_{üB}$ maßgeblich von der Größe des Wertes n abhängt. Außer bei voller Öffnung wurde der Überdeckungsabfluß bei zwei Drosselstellungen I und II des Schiebers in der ringförmigen Belüftung gemessen und der n -Wert (Tabelle 3) bestimmt. In Bild 66 sind die auf $Q_{üi}$ bezogenen Überdeckungsabflüsse $Q_{üB}$ in Abhängigkeit vom n -Wert aufgetragen. Für $n \approx 0$ ist $Q_{üB}/Q_{üi} = 20,5/51,2 = 0,4$. Die Kurve wird mit zunehmendem n -Wert immer flacher. Für $F_B = 0$ und damit $n = \infty$ ist $Q_{üB}/Q_{üi} = 1$. Sind die geometrischen und hydraulischen Parameter der Belüftungsleitung bekannt, so kann der n -Wert berechnet und mit Hilfe von Bild 66 der Überdeckungsabfluß $Q_{üB}$ bestimmt werden, wenn zuvor $Q_{üi}$ nach Gl. 7 oder 8 berechnet wurde.

7.53 Druckverlauf und maximaler Unterdruck im Fallschacht

Die Bestimmung des Druckverlaufes und des maximalen Unterdruckes im Fallschacht in Abhängigkeit vom Grad der Öffnung der ringförmigen Belüftungsleitung war eine der wichtigsten Aufgaben der durchgeführten Versuche.

Zunächst werden die Ergebnisse der Versuche mit einem Längenverhältnis $y/d = 23,9$ betrachtet. Auf Bild 67 ist der Druckverlauf am Fallschachtanfang für vier Versuche dargestellt. Die gemessenen Drücke sind in cm WS horizontal von der Fallschachtwand abgetragen. Bei geschlossener ringförmiger Belüftung (Versuche Nr. 49 und 53) tritt der maximale Unterdruck in einer Entfernung von etwa 1,0 d unterhalb des Einlaufendes auf.

Wird der Wasserabfluß konstant gehalten und die ringförmige Belüftungseinrichtung geöffnet (Versuch Nr.50 bei voller Öffnung, Versuch Nr.54 bei Drosselung der ringförmigen Belüftung), so verringert sich der Unterdruck im oberen Bereich des Fallschachtes wesentlich. Der maximale Unterdruck tritt dann in einer Entfernung von etwa $2 \div 4 d$ unterhalb Einlaufende ein und ist nur etwa 10% kleiner als bei geschlossener ringförmiger Belüftung. Das bedeutet also, daß bei langen Fallschächten der Maximalwert des Unterdruckes bei ringförmiger Belüftung des Fallschachtanfanges gegenüber einem Fallschacht ohne ringförmige Belüftung nur wenig kleiner ist, während unmittelbar am Fallschachtanfang ein beträchtlicher Unterdruckabbau durch die ringförmige Belüftung erreicht wird. Bemerkenswert war besonders die Verminderung der schlürfenden Geräusche am Fallschachteinlauf bei Öffnung der ringförmigen Belüftung.

Für den Abfluß $Q_w = 25,5 \text{ l/s}$ (Versuche Nr.49 und 50) ist der Druckverlauf auch in den Bildern 81b und 81c im Vergleich zum Ruhezustand (Bild 81a) dargestellt. Es ist deutlich der Abbau des Unterdruckes an den oberen Meßstellen 1 bis 5 bei ringförmiger Belüftung zu erkennen, während der Meßstellen 6 und 7 in beiden Fällen etwa den gleichen Unterdruck anzeigen.

Für die Verallgemeinerung der Versuchsergebnisse wurden die Meßwerte des Unterdruckes im Fallschacht dimensionslos dargestellt. Dabei war insbesondere die nach Gl.18 gefundene Abhängigkeit zwischen p^* und Q_w/Q_{li} in der Form

$$p^* = \frac{\Delta p_1}{\gamma_w \cdot y} = \frac{Q_w}{Q_{li}} \cdot \frac{1}{c} \left[1 - \frac{y + y_e + h_0}{y} \cdot \frac{\frac{2}{3} \zeta_q}{d_q + \frac{2}{3} \zeta_q} \right]$$

zu untersuchen. Bei der Auswertung der Meßergebnisse wurde anstelle von $\Delta p_1/\gamma_w$ der maximale Unterdruck $\max \Delta p/\gamma_w$ im Fallschacht verwendet, der, wie oben gezeigt, stets etwas unterhalb des Fallschachtanfanges auftrat. Dadurch sind zutreffendere Aussagen über das Auftreten von Kavitation im Fallschacht möglich. Die Werte p^* wurden in der Tabelle 1 (eigene Versuche, $y/d = 23,91$)

in der Tabelle 2 (Meßwerte von Sastry, y/d variabel) und im Versuchsprotokoll Nr. 5 (eigene Versuche, $y/d = 6,51$) berechnet und in Bild 68 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß der maximale Unterdruck im Fallschacht mit zunehmendem Wasserabfluß etwa linear ansteigt, d.h., daß der Faktor von Q_w/Q_{ji} nahezu konstant ist. Der Unterdruck beginnt beim Vereinigungsdurchfluß Q_{wV} , der von der Fallschachtlänge y und dem Grad der Öffnung der ringförmigen Belüftungsleitung unabhängig ist. Da aber Q_{ji} bei verschiedenen Fallschachtlängen unterschiedlich ist, liegt der Beginn des Anstiegs der Unterdruckskurven, d.h. der Beginn des Zustandes II bei verschiedenen Verhältnissen Q_w/Q_{ji} . Bei den untersuchten Längenverhältnissen $y/d = 23,91$ und $y/d = 6,51$ liegen diese Punkte bei $Q_w/Q_{ji} = 0,21$ bzw. $0,4$.

Für das Verhältnis $y/d = 23,91$ wurde der maximale Unterdruck im Fallschacht für verschiedene Drosselstellungen der ringförmigen Belüftung eingetragen. Es ist deutlich zu sehen, daß bei ringförmiger Belüftung der maximale Unterdruck nur wenig geringer ist als bei geschlossener Belüftungsleitung.

Ein völlig anderes Bild ergab sich beim Längenverhältnis $y/d = 6,51$. Während bei geschlossener Belüftungsleitung der Unterdruck mit zunehmendem Wasserabfluß stark anstieg, löste sich der Stromfaden bereits bei sehr geringer Öffnung der ringförmigen Belüftung von der Fallschachtwand ab. Es entstand ein vom Wasser freier Hohlraum im Fallschacht, der einen Druckausgleich ermöglichte, so daß kein Unterdruck im Fallschacht auftrat. Die Luftmitnahme durch die Belüftungsleitung war so gering, daß sie nicht mehr gemessen werden konnte. Das bedeutet also, daß es ein Verhältnis y/d gibt, bei dem sich im Fallschacht bei ringförmiger Belüftung auch nach der Strahlvereinigung am Einlauf keine Druckströmung ausbildet und das Wasser den Fallschacht frei durchfällt. Zum Vergleich werden die Versuche von Sastry herangezogen. Der maximale Unterdruck und die Länge

y vom Fallschachtenanfang bis zu der Stelle, wo die Drucklinie die Schachtachse schneidet, wurden aus Sastrys Darstellungen der Druck- und Energielinien für verschiedene Wasserabflüsse entnommen ([5], Abb. 73 und 74) und p^* in Abhängigkeit von Q_w/Q_{ii} in Tabelle 2 berechnet. Die Länge y ist bei manchen Abflüssen, insbesondere bei $d = 150$ mm, infolge schleifender Schnitte zwischen Drucklinie und Schachtachse nicht genau bestimmbar, so daß sich z.T. erhebliche Unterschiede zu den eigenen Versuchsergebnissen ergeben. Deshalb werden die Ergebnisse von Sastry nicht zur Auswertung herangezogen.

Mit Hilfe des Diagrammes Bild 68 ist es möglich, die Größe des Unterdruckes in einem senkrechten Fallschacht mit konstantem Durchmesser zu bestimmen und Aussagen über die Größe des kritischen Abflusses Q_{krit} nach Gl. 9 bei Fallschächten mit größerer Fallhöhe zu treffen. Dabei wird vorausgesetzt, daß Q_{ii} nach Gl. 7 oder Gl. 8 auch dann als Bezugsgröße für Q_w dienen kann, wenn $Q_{krit} < Q_{ii}$ ist und Q_{ii} damit nur theoretische Bedeutung hat. Bei der Auswertung des Diagrammes wird folgendermaßen vorgegangen:

1. Es wird Q_{ii} berechnet und y sowie y/d des Schachtüberfalles bestimmt.
2. Für jeden beliebigen Wasserabfluß Q_w , also z.B. für HQ_E , kann für $6,5 < y/d < 23,9$ der Wert p^* durch Interpolation bestimmt und der maximale Unterdruck $\Delta p/\gamma_w$ im Fallschacht berechnet werden.
3. Wird vom maximal möglichen Unterdruck im Fallschacht ausgegangen, so kann p^* berechnet und durch Interpolation zwischen den untersuchten Grenzwerten von y/d das Verhältnis $Q_w/Q_{ii} = Q_{krit}/Q_{ii}$ bestimmt und damit Q_{krit} berechnet werden.

Am Beispiel des Ohra-Schachtüberfalles soll dieser Berechnungsweg veranschaulicht werden. Wird angenommen, daß bei Abflüssen $Q_w < Q_{ii}$ am Krümmeranfang Atmosphärendruck herrscht, so ist nach [39] die Fallschachtlänge $y = 30,15$ m und $y/d \approx 10$. Ferner ist $HQ_E = 46,8$ m³/s und $Q_{ii} = 145$ m³/s. Damit ist $HQ_E/Q_{ii} = 0,323$.

Durch Interpolation für $y/d = 10$ ergibt sich nach Bild 68 $p^* \approx 0$, d.h. beim Bemessungsabfluß tritt noch kein Unterdruck im Fallschacht auf. Andererseits kann nach den Untersuchungen im Kap. 5.233 der Unterdruck im Fallschacht maximal $\Delta p_d / \gamma_w = 8,3$ m WS betragen. Damit ist $p^* = 0,276$, wofür ein Verhältnis $Q_w / Q_{\text{ui}} \approx 0,5$ abgelesen wird, d.h. es ist $Q_{\text{krit}} = 0,5 \cdot 145 = 72,5 \text{ m}^3/\text{s}$. Die maximale Leistungsfähigkeit des Ohra-Schachtübefalles, die aus der Bedingung des im Fallschacht größtmöglichen Unterdruckes resultiert, ist also etwa halb so groß wie der von Sastry berechnete Überdeckungsabfluß. Die Sicherheit gegen Überströmung beträgt demnach $\eta = Q_{\text{krit}} / HQ_E = 1,55$ und dürfte noch ausreichend sein. Die nach dieser Methode bestimmte Maximalleistung Q_{krit} ist genauer als die Berechnung nach Gl. 9, in der die Beiwerte ζ_{sek} und α'_k und die Größen F_w und y_k unbekannt sind.

7.54 Luftabfluß Q_L und Belüftungsgrad β infolge ringförmiger Belüftung

Bei den Versuchen kam es darauf an, die für den Luftabfluß Q_L bzw. den Belüftungsgrad β aufgestellten Gleichungen 45 und 46 zu überprüfen und den darin enthaltenen Beiwert ζ_m sowie den Faktor k zu bestimmen. Voraussetzungsgemäß gelten diese Gleichungen nur bei Überdeckung. Der Belüftungsgrad β ist mit Gl. 45 zu berechnen:

$$\beta^3 \cdot n + \beta^2 \left(1 + \sum \zeta_g + n \right) + \beta \left(1 + 2 \sum \zeta_g \right) + \sum \zeta_g - y_B / h_w = 0$$

Der Beiwert n hat nach Gl. 43 die Größe

$$n = k \cdot \frac{\gamma_L}{\gamma_w} \left[1 + \sum \left(\zeta_B \cdot \frac{F_B^2}{F_A^2} \right) \right] \cdot \left(\frac{F}{F_B} \right)^2$$

Er konnte für das in den Versuchen gewählte Belüftungssystem nicht genau berechnet werden, da der Beiwert k zunächst unbekannt ist und der Verlustbeiwert ζ_B infolge des komplizierten Rohr-

systems mit mehreren veränderlichen Querschnitten und Umlenkungen sowie durch das zwischengeschaltete Meßgerät und die verschiedenen Drosselstellungen des Schiebers in der Belüftungsleitung nur sehr schwer bestimmt werden kann. In der Praxis ist die Ermittlung von ζ_B meist wesentlich einfacher (z.B. beim Steinbach-Schachtüberfall), da dort einfachere geometrische Verhältnisse vorliegen.

Bei den Versuchen wurde der Beiwert n deshalb direkt aus den Meßergebnissen bestimmt. Es ist nach Gl. 30a und Gl. 44

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = n \cdot h_w \cdot \beta^2$$

und mit $h_w = Q_w^2 / 2gF^2$ und $\beta = Q_1 / Q_w$ wird

$$n = \frac{\Delta p_1 \cdot 2gF^2}{\gamma_w \cdot Q_1^2}$$

Die Größen $\Delta p_1 / \gamma_w$ und Q_1 wurden im Versuch gemessen, und so kann der Beiwert n berechnet werden. In Tabelle 3 ist diese Berechnung für die drei untersuchten Schieberstellungen (volle Öffnung, Drosselstellung I und II) durchgeführt. Bei der Drosselstellung II ist der Beiwert n infolge der großen Energieverluste am Schieber bereits erheblich groß.

Die Energieverluste im Fallschacht, ausgedrückt durch $\sum_1^3 \zeta_g$, setzen sich zusammen aus den Anteilen der Reibung und der Vermischungsverluste,

$$\sum_1^3 \zeta_g = \zeta_m + \lambda_g \cdot y_B / d$$

Der Rohrreibungsbeiwert $\lambda_g = f(Re, k/d)$ wird mit Hilfe des Diagramms von Mock [47] bestimmt. Der Beiwert ζ_m wurde nach Formel 38 bestimmt:

$$\zeta_m = 2\beta / (1 + \beta)$$

Somit sind zur Berechnung von β nach Gl. 45 alle notwendigen Größen bekannt. Durch Proberechnungen wurde β und daraus Q_1 für drei Wasserabflüsse Q_w , die den jeweiligen Überdeckungsabfluß

$Q_{üB}$ bei den verschiedenen Öffnungsgraden des Belüftungsschiebers darstellen, in Tabelle 3 für die größte Fallschachtlänge

$r = 2,32 \text{ m}$ berechnet. Die Übereinstimmung der gemessenen Luftabflüsse mit den nach Gl.45 berechneten ist sehr gut.

Die Berechnung von β' nach Gl.46 unter Vernachlässigung von n ergibt Werte, die etwas über den gemessenen liegen. Je größer n , d.h. je größer die Verluste in der Belüftungsleitung, desto größer ist der Unterschied zu den gemessenen Werten.

Mit Gl.45 kann demnach der Luftabfluß Q_L durch die ringförmige Belüftungsleitung mit guter Genauigkeit berechnet werden. Da Gl.45 jedoch nur für $Q_w = Q_{üB}$ gilt, ist von besonderem Interesse, welche Größe der Luftabfluß Q_L bei Teilabflüssen $Q_w < Q_{üB}$ hat. Auf Bild 69 sind die gemessenen Luftabflüsse Q_L durch die ringförmige Belüftungsleitung in Abhängigkeit von Q_w aufgetragen. Der Luftabfluß beginnt bei der Strahlvereinigung, steigt sehr rasch an und erreicht das Maximum bei den entsprechenden Überdeckungsabflüssen $Q_{üB}$, die abhängig sind von der Stellung des Belüftungsschiebers. Das bedeutet, daß die für $Q_{üB}$ berechneten Luftabflüsse jeweils den Maximalwert darstellen. Die für $Q_{üB}$ gemessenen und berechneten Luftabflüsse sind durch Kurven (gestrichelt) verbunden, die bei $Q_{ü} = 51,2 \text{ l/s}$ bei geschlossener Belüftung auf $Q_L = 0$ hinführen. Es ist zu erkennen, daß die theoretischen und die gemessenen Werte für Q_L bei $Q_w = Q_{üB}$ gut übereinstimmen.

Einen sehr interessanten Kurvenverlauf ergibt die Funktion $\beta = f(Q_w/Q_{ü})$, die auf Bild 70 dargestellt ist. Die β -Werte sind in Tabelle 1 nach den Versuchsergebnissen berechnet worden. Es zeigt sich, daß nach einem kurzen, sehr steilen Anstieg der Belüftungsgrad bis zur Überdeckung konstant ist. Daraus folgt, daß der nach Gl.45 berechnete β -Wert auch für Abflüsse $Q_w < Q_{üB}$ gilt. Dieser Belüftungsgrad stellt sich bereits kurz nach der Strahlvereinigung ein. Damit ist es möglich, den Verlauf der Kurve $\beta = f(Q_w/Q_{ü})$ ohne Schwierigkeit zu bestimmen. Die bei den jeweiligen Überdeckungsabflüssen $Q_{üB}$ theoretisch und im Versuch bestimmten β -Werte sind wie die entspre-

chenden Luftabflüsse - durch Kurven verbunden, die die gute Übereinstimmung der Theorie mit den experimentellen Werten veranschaulichen.

Auf den Bildern 82, 83a und 83b ist der Belüftungsvorgang durch die ringförmige Belüftung bei $Q_{\text{üB}} = 25,5 \text{ l/s}$ (volle Öffnung der Belüftungsleitung) fotografisch festgehalten worden. Es ist deutlich der Eintritt der Luft in den Fallschacht und ihre Ausbreitung auf den gesamten Fallschachtquerschnitt zu erkennen. Diese Blitzlichtaufnahmen zeigen außerdem, daß die Luft nicht kontinuierlich, sondern stoßweise mitfließt.

Bei der weiterhin untersuchten Fallschachtlänge $y_B = 0,58 \text{ m}$ ($y = 0,651 \text{ m}$) war, wie schon erwähnt, der Luftabfluß so gering, daß er nicht mehr gemessen werden konnte, da sich am Fallschachtanfang die Strömung ablöste und kaum Unterdruck vorhanden war, der die Luft angesaugt hätte.

7.55 Vergleich mit fremden Versuchen

Zum Vergleich werden die Luftabflußmessungen einiger fremder Versuche herangezogen. Im Bild 70 sind die β -Werte nach Sastrys Untersuchungen (vergl. Bild 77) eingetragen, die für die Belüftung in Schachtachse gelten [5]. Es ist ersichtlich, daß bei gleichem Wasserabfluß Q_w der Luftabfluß in Schachtachse größer ist als durch die ringförmige Belüftung, wobei $Q_w = Q_{\text{üB}}$ (keine Luftmitnahme von oben). Die Ursache dafür dürfte darin liegen, daß die ringförmige Belüftung größere Energieverluste verursacht als der Luftdurchtritt in Schachtachse.

Einen interessanten Vergleich ergeben Peterkas Modell- und Naturversuche am Heart-Butte-Schachtüberfall, bei dem erstmalig die ringförmige Belüftung angewendet wurde [41]. Die Ergebnisse dieser Versuche sind auf Bild 71 dargestellt. Im Modell wurde der Luftabfluß mit einer scharfkantigen Blende, am Naturbauwerk mit einem Anämometer gemessen. Am Naturbauwerk ist ein stetiges Ansteigen des Luftabflusses Q_1 bei zunehmendem Wasserabfluß festzustellen. Die von Peterka eingetragene geradlinige Ver-

bindung der relativ stark streuenden Versuchspunkte ist unzureichend. Zutreffender dürfte die gestrichelt eingetragene Kurve sein, welche beim Überdeckungsdurchfluß $Q_{üB}$ den maximalen Luftabfluß angibt. Ein ähnlicher Verlauf wurde auch bei den eigenen Versuchen gefunden (Bild 69). Der Belüftungsgrad $\beta = Q_l / Q_w$ wird bis zur Überdeckung etwas geringer, während er bei den eigenen Versuchen in einem größeren Bereich konstant war (Bild 70). Allerdings ist die Streuung der Meßwerte bei Peterkas Versuchen so groß, daß keine eindeutige Tendenz festgestellt werden kann.

Der bei Peterkas Modellversuchen gemessene Belüftungsgrad war wesentlich kleiner als am Naturbauwerk. Die Ursache dafür ist vermutlich darin zu suchen, daß sich im Modell ähnlich wie bei den eigenen Versuchen mit geringer Fallschachtlänge ($y = 0,651$ m) ein frei fallender Wasserstrahl ausbildete und kein Unterdruck am Fallschachtanfang auftrat, so daß die Luftmitnahme sehr gering blieb. Am Naturbauwerk dagegen tritt eine intensive Vermischung von Wasser und Luft ein, hervorgerufen durch wesentlich größere Fließgeschwindigkeiten und verstärkt durch die Strahlaufreißer über den Belüftungsöffnungen. Dadurch lag am Naturbauwerk ein völlig anderer Fließzustand, und zwar Druckströmung vor, vergleichbar mit den eigenen Versuchen bei großer Fallschachtlänge, wobei der Luftabfluß entschieden größer ist. Dieser Unterschied ist von Peterka nicht erkannt worden.

Man kann aus diesem Vergleich schlußfolgern, daß sich bei Fallschächten in der Natur auch bei geringen Fallhöhen stets eine homogene Vermischung von Wasser und Luft sowie eine Druckströmung im Fallschacht einstellen wird. Dieser Abflußvorgang kann nach den im Kapitel 5.3 abgeleiteten Ansätzen berechnet werden.

Schließlich sei noch auf die Versuchsergebnisse am Modell des Schachtüberfalles der Steinbachtalsperre hingewiesen (Bild 72) [44]. Der maximale Luftabfluß trat wie bei den eigenen Versuchen beim Überdeckungsabfluß $Q_{üB}$ auf. Die Versuchspunkte zeigen relativ starke Streuungen. Es ist erkennbar, daß die Größe der Strahlabweiser bzw. "Nasen" über den Belüftungsöffnungen keinen nennenswerten Einfluß auf die Größe des Luftabflusses hat.

2.56 Größe der Beiwerte ζ_m und k

Der Beiwert ζ_m , durch den die Vermischungs- und Stoßverluste infolge der ringförmigen Belüftung des Fallschachtes erfaßt werden, wurde bei den eigenen Versuchen ermittelt und dem theoretisch gefundenen Wert nach Gl. 38 gegenübergestellt. Für die Bestimmung von ζ_m an Hand der Versuchsergebnisse war es notwendig, eine Energiebilanz der Strömung des Wasser-Luft-Gemisches im Fallschacht gemäß Bild 27 aufzustellen und nach ζ_m aufzulösen. Die Energiegleichung für den gesamten Fallschacht, Abschnitt (0) - (3) (Bild 27) lautet

$$\gamma_B \gamma_g + (\gamma_e + h_0) \gamma_w = \gamma_g \frac{v_g^2}{2g} \alpha_g + \gamma_g h_g + \gamma_w h_e$$

Die Einlaufverlusthöhe h_e ist sehr gering und wird zur Vereinfachung im Beiwert ζ_m mit erfaßt, d.h. ζ_m soll sämtliche außer den Reibungsverlusten im Fallschacht auftretenden Verlustglieder berücksichtigen. Wird nun h_g nach Gl. 35 sowie $\gamma_g = \gamma_w / (1 + \beta)$ und $h_w = Q_w^2 / 2gF^2$ eingeführt, so ergibt sich nach einigen Umformungen und Auflösung nach ζ_m

$$\zeta_m = \frac{\gamma_B + (h_0 + \gamma_e)(1 + \beta)}{h_w (1 + \beta)^2} = \alpha_g = \lambda_g \gamma_B / d \quad (72)$$

Dieser Wert wurde in Tabelle 4 für einige Versuche, bei denen $Q_w \geq Q_{UB}$ war, berechnet und im Bild 23 dargestellt. Das Diagramm $\zeta_m = f(\beta)$ zeigt, daß die Versuchsergebnisse mit der theoretischen Kurve nach Gl. 35

$$\zeta_m = \frac{2\beta}{1 + \beta}$$

in der Größenordnung übereinstimmen. Der Kurvenverlauf ist etwas unterschiedlich. In beiden Fällen ist jedoch ein Ansteigen des ζ_m -Wertes mit zunehmendem Belüftungsgrad β festzustellen.

Die mit den theoretischen ζ_m -Werten berechneten Luftabflüsse nach Gl.45 stimmen sehr gut mit den gemessenen überein (s.Kap.54). Daher können die theoretischen ζ_m -Werte nach Gl.35 mit ausreichender Genauigkeit für die Berechnung der Luftmitführung bei ringförmiger Belüftung von Fallschächten verwendet werden.

Auf Bild 73 ist darüber hinaus ζ_m als Funktion von $Q_w/Q_{ü}$ aufgetragen, wobei $Q_w \geq Q_{üB}$ ist. Je kleiner $Q_{üB}$, desto größer ist ζ_m . Ein Vergleich mit den von Sastry [5] gemessenen ζ_{eg} -Werten am 100 mm Ø-Schachtüberfall zeigt, daß beide Werte etwa gleich groß sind, d.h., daß der Energieverlust im senkrechten Fallschacht, der durch Vermischung von Wasser und Luft eintritt, von der Art der Luftmitnahme kaum beeinflusst wird.

In Bild 74 ist der in den Versuchen ermittelte Faktor

$$k = \frac{\Delta p_1}{\Delta p_l}$$

eingetragen, der das Verhältnis des Druckabfalles im Fallschacht vor der Belüftung und in der Belüftungsleitung angibt und für die Berechnung des Beiwertes n nach Gl.43 benötigt wird. Die entsprechenden Werte sind in Tabelle 1 (Anlage 14) berechnet worden. Der k -Wert steigt mit zunehmendem Belüftungsgrad β und kleiner werdendem Verhältnis $Q_w/Q_{ü}$ (wobei $Q_w \approx Q_{üB}$) steil an. Die gestrichelt gezeichnete Verbindung der relativ stark streuenden Versuchspunkte kann als Anhalt für die Ermittlung des k -Wertes verwendet werden.

7.57 Beispiel für den Energie- und Drucklinienverlauf des Fallschachtes mit ringförmiger Belüftung

Auf Bild 27 ist der Energie- und Drucklinienverlauf eines senkrechten Fallschachtes mit ringförmiger Belüftung schematisch dargestellt. Um diese Darstellung durch ein praktisches Beispiel zu belegen, ist im Bild 75 (Anlage 30) der Energie- und Druck-

linienverlauf, wie er sich aus den Meßergebnissen eines der zahlreichen Versuche ergibt (Versuch Nr. 54, Versuchsprotokoll Nr. 4), eingetragen. Sämtliche Energiebeträge sind dabei in [cm WLS] dargestellt, um ein einheitliches Bild zu erhalten. Es wurden folgende Werte gemessen:

$$Q_w = Q_{uB} = 37,5 \text{ l/s}, \quad Q_1 = 8,20 \text{ l/s.} \quad \text{Damit ist } \beta = 0,219 \text{ und}$$

$$\gamma_g = 0,821 \text{ Mp/m}^3. \quad \text{Mit } Q_w + Q_1 = 45,7 \text{ l/s wird}$$

$$v_g = \frac{45,7}{0,785} = 58,2 \text{ dm/s} = 5,82 \text{ m/s} \quad \text{und} \quad \frac{v_g^2}{2g} = 1,725 \text{ m WLS.}$$

Die Geschwindigkeitshöhe beträgt mit $\alpha_g \approx 1,07$ [5]

$$\alpha_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} = 1,07 : 1,725 = 1,85 \text{ m WLS.}$$

Die Meßwerte für den Druckverlauf wurden durch γ_g dividiert und senkrecht von der "ideellen Rohrachse" abgetragen.

Die Reibungsverlusthöhe wird berechnet mit

$$h_r = \lambda_g \cdot \frac{y_B}{d} \cdot \frac{v_g^2}{2g}$$

Der Beiwert $\lambda_g = f(\text{Re}, k/d)$ wird nach [47] berechnet aus:

$$\text{Re} = \frac{v_g \cdot d}{\nu_w}, \quad T = 14^\circ\text{C} \quad \nu_w = 1,175 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

$$\text{Re} = \frac{5,82 \cdot 0,10}{1,175} \cdot 10^6 = 4,95 \cdot 10^5;$$

k wird angenommen zu 0,01 mm; damit $k/d = 10^{-4}$.

Daraus ergibt sich $\lambda_g = 0,0145$ und

$$h_r = 0,0145 \cdot \frac{232}{10} \cdot 1,725 = 58,0 \text{ cm WLS}$$

sowie das Reibungsgefälle

$$J_r = h_r/y_B = 58,0/232 = 0,25 = 25\%.$$

Die Verlusthöhe für die Einlauf-, Vermischungs- und Stoßverluste wird durch Summierung ermittelt, wobei $y_e = 31,5$ cm und $h_o = 7,45$ cm ist:

$$h_m = \zeta_m \cdot \frac{v_g^2}{2g} = y_B + (y_e + h_o) \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_g} - \alpha_g \cdot \frac{v_g^2}{2g} - h_r,$$

$$h_m = 36,5 \text{ cm WLS},$$

$$\zeta_m = \frac{2gh_m}{v_g^2} = \frac{36,5}{172,5} = 0,212$$

Theoretisch ergibt sich nach Gl.35

$$\zeta_m = \frac{2\beta}{1+\beta} = \frac{2 \cdot 0,219}{1+0,219} = 0,36$$

also einen etwas größeren Wert als gemessen.

Die gemessene Drucklinie geht im unteren Bereich genau in die durch die Reibungsverluste ermittelte Drucklinie über. Die Stelle des größten Unterdruckes ergibt sich durch eine unter 45° an die Drucklinie gelegte Tangente zu 2,4 d unterhalb der ringförmigen Belüftung (s. auch Bild 67, Anlage 22, Versuch Nr. 54). Der Einfluß des Einlauf- und Vermischungsverlustes endet bei etwa 5,0 d unterhalb der ringförmigen Belüftung, d.h. an der Stelle, wo der Druckverlauf vom Reibungsgefälle abweicht.

Dieses Beispiel gibt einen guten Überblick über den Strömungsvorgang und insbesondere die Energieverluste in einem Fallschacht mit ringförmiger Belüftung. Auf diese Weise läßt sich für jeden beliebigen Abfluß der Energie- und Drucklinienverlauf darstellen.

8. Anwendung der Ergebnisse der Arbeit auf das Beispiel des Schachtüberfalles der Steinbachtalsperre, Westdeutschland

Der in Westdeutschland im Jahre 1965 fertiggestellte Steinbachstaudamm besitzt zur Hochwasserentlastung einen Schachtüberfall mit normalkronigem Einlauf, senkrechtem Fallschacht von konstantem Durchmesser und ringförmiger Belüftung am Fallschachtanfang (Bild 25, Seite 61). Der Fallschacht mündet in ein unterirdisches Tosbecken, von wo das Überschußwasser in einem schwach geneigten, durch den Hang geführten Ablaufstollen zur Luftseite abfließt. Die theoretischen und experimentellen Ergebnisse der vorliegenden Arbeit über Schachtüberfälle mit gleichbleibendem Fallschachtdurchmesser (Kap. 5.2 und 7) und ringförmiger Belüftung (Kap. 5.3 und 7) werden auf diesen Schachtüberfall angewendet.

8.1 Geometrie, Berechnungsgrundlagen

Den Unterlagen [43, 44] bzw. Bild 25 sind folgende Daten zu entnehmen:

Einlauf: Radius $R = 2,80 \text{ m}$, Länge $y_e = 3,15 \text{ m}$
Fallschacht: Durchmesser $d = 2,20 \text{ m}$, Fläche $F = 3,80 \text{ m}^2$,
Länge $y = y_B = 26,6 \text{ m}$
ringförmige
Belüftung: 8 flexible Kunststoffrohre $d_B = 150 \text{ mm}$;
Fläche $F_B = 0,1416 \text{ m}^2$, je ein 90° -Krümmer,
scharfkantiger Einlauf.

Strahlabweiser:

über jedem Belüftungsrohr, Höhe $0,1 \text{ m}$, Breite
 $0,25 \text{ m}$, $F_A = 0,1 \cdot 0,25 \cdot 8 = 0,20 \text{ m}^2$,
 $F_S = F - F_A = 3,80 - 0,20 = 3,60 \text{ m}^2$.

Hydrologische

Daten: Bemessungsabfluß $HQ_E = 30 \text{ m}^3/\text{s}$,
Bemessungs-
überfallhöhe $h_{oE} = 1,10 \text{ m}$

8.2 Berechnung des Fallschachtes ohne ringförmige Belüftung

8.2.1 Überdeckungsabfluß $Q_{\ddot{u}}$

Es wird vorausgesetzt, daß beim Überdeckungsabfluß $Q_{\ddot{u}}$ kein Rückstau aus dem unterirdischen Tosbecken in den Fallschacht auftritt. Ein Nachweis dafür ist nicht möglich, da die Geometrie des Ablaufstollens nicht bekannt ist. Nach Gl. 8 wird berechnet

$$Q_{\ddot{u}} = F \cdot \sqrt{\frac{2g(h_{o\ddot{u}} + y_e + y)}{\alpha_w + \zeta_e + \lambda_w \cdot (y_e + y)/d}}$$

Es ist $\alpha_w \approx 1,1$, $\zeta_e \approx 0,1$, $\lambda_w = \frac{124,5}{M^2 \cdot d^{1/3}} [48]$, $M \approx 60 \text{ m}^{1/3}/\text{s}$

$$\lambda_w = \frac{124,5}{3600 \cdot 2,20^{1/3}} = 0,0266$$

Nimmt man ferner zur Sicherheit an, daß der Überfallbeiwert konstant ist (er wird entspr. Bild 65, Anlage 20, bis $Q_{\ddot{u}}$ ansteigen), so ist aus der Überfallformel abzuleiten

$$h_{o\ddot{u}} \approx h_{oE} \cdot (Q_{\ddot{u}}/H_{QE})^{2/3}$$

Für den angenommenen Wert $Q_{\ddot{u}} = 75 \text{ m}^3/\text{s}$ wird

$$h_{o\ddot{u}} \approx 1,10 (75/30)^{2/3} \approx 2,0 \text{ m.}$$

Damit wird

$$Q_{\ddot{u}} = 3,80 \cdot \sqrt{\frac{19,62(2,0 + 3,15 + 26,60)}{1,1 + 0,1 + 0,0266(3,15 + 26,6)/2,20}} = 76,0 \text{ m}^3/\text{s.}$$

Dieser Abfluß hat nur theoretischen Wert und wird als Bezugsgröße für Q_w verwendet. Wie sich mit Gl. 17 für $\beta = 0$ bei $Q_w = Q_{\ddot{u}}$ leicht nachweisen läßt, ist bei diesem Abfluß der maximal mögliche Unterdruck im Schnitt (1) (Bild 11, Seite 31) bereits unterschritten:

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = y - h_w \cdot \sum_1^2 \zeta_w$$

$$h_w = Q_w^2 / (2gF^2), \quad \sum_1^2 \zeta_w = \lambda_w \cdot y/d$$

$$\frac{\Delta p_d}{\gamma_w} = 26,6 - \frac{76,0^2 \cdot 0,0266 \cdot 26,6}{19,62 \cdot 3,80^2 \cdot 2,20} = 20,05 \text{ m}$$

Dieser Unterdruck kann nicht auftreten, die Strömung würde vorher abreißen.

8.22 Kritischer Abfluß Q_{krit}

Nach Gl.9 ist

$$Q_{krit} = F_w \cdot \sqrt{\frac{2g(h_{ok} + y_k + \Delta p_d/\gamma_w)}{\alpha_k + \xi_{ek}}}$$

Nach den Betrachtungen im Kap. 5.232 kann gerechnet werden mit $F_w \approx 0,8 F = 0,8 \cdot 3,80 \text{ m}^2$, $y_k \approx y_e = 3,15 \text{ m}$ und $\alpha_k \approx 1,5$. Mit dem geschätzten Wert $Q_{krit} = 40 \text{ m}^3/\text{s}$ wird

$h_{ok} \approx 1,10 \cdot (40/30)^{2/3} = 1,33 \text{ m}$ sowie $Q_{krit}/Q_{ü} = 40/76 = 0,53$ und damit nach Bild 15 $\xi_{eg} \approx \xi_{ek} = 0,8$.

Schließlich ist $\min p_o/\gamma_w = 9,0 - M/900$; $M = 450 \text{ m ü. NN}$ ergibt $\min p_o/\gamma_w = 8,5 \text{ m WS}$. Für $T = 10^\circ\text{C}$ ist $p_d/\gamma_w = 0,125 \text{ m}$. Damit wird

$$\Delta p_d/\gamma_w = 8,5 - 0,125 = 8,375 \text{ m}$$

und

$$Q_{krit} = 0,8 \cdot 3,80 \cdot \sqrt{\frac{19,62 \cdot (1,33 + 3,15 + 8,38)}{1,5 + 0,8}} = 32 \text{ m}^3/\text{s}$$

Das würde bedeuten, daß die maximale Leistungsfähigkeit nur geringfügig größer als der Bemessungsabfluß wäre. Da jedoch der mit Gl.9 berechnete kritische Abfluß infolge der erforderlichen Annahmen relativ unsicher ist, werden zum Vergleich die eigenen Versuchsergebnisse herangezogen. Mit $p^* = \Delta p_d/(\gamma_w \cdot y) = 8,375/26,6 = 0,315$ ergibt das Diagramm Bild 68, Anlage 23, durch Interpolation für $y/d = 26,6/2,2 = 12$ das Verhältnis $Q_w/Q_{ü} = Q_{krit}/Q_{ü} \approx 0,56$ und damit

$$Q_{krit} = 0,56 \cdot Q_{ü} = 0,56 \cdot 76 = 42,5 \text{ m}^3/\text{s}.$$

Dieser Wert dürfte zutreffender sein als der mit Gl.9 berechnete. Die Sicherheit gegenüber dem Bemessungsabfluß gemäß

Kap. 3.2 beträgt

$$\eta = Q_{\text{krit}}/HQ_E = 42,5/30 = 1,42$$

8.3 Berechnung des Fallschachtes mit ringförmiger Belüftung

8.3.1 Überdeckungsabfluß $Q_{\text{üB}}$

Nach Gl. 40 ist

$$Q_{\text{üB}} = F \cdot \sqrt{\frac{2g(y_e + h_{\text{öü}} + \Delta p_1/\gamma_w)}{\alpha_w + \zeta_e}}$$

Für F ist $F_s = 3,60 \text{ m}^2$ einzusetzen, ferner $h_{\text{öü}} \approx 1,33 \text{ m}$ (s.o.), $y_e = 3,15 \text{ m}$, $\alpha_w \approx 1,1$, $\zeta_e \approx 0,1$. Da der Belüftungsquerschnitt F_B klein ist, wird der Unterdruck im Schnitt (1) (Bild 27, Seite 64) relativ groß werden, d.h. $\Delta p_1/\gamma_w$ kann nicht vernachlässigt werden. Da jedoch die Größe von $\Delta p_1/\gamma_w$ unbekannt ist, kann Gl. 40 vorerst nicht verwendet werden.

Zur Bestimmung des Einflusses der ringförmigen Belüftung auf den Überdeckungsabfluß werden die Versuchsergebnisse herangezogen. Auf Bild 66, Anlage 21, ist die Funktion $Q_{\text{üB}}/Q_{\text{ü}} = f(n)$ nach den Versuchsergebnissen aufgetragen. Der Faktor n hat nach Gl. 43, S. 76, die Größe

$$n = k \cdot \frac{\gamma_1}{\gamma_w} \cdot \left[1 + \sum (\zeta_B \cdot F_B^2/F_1^2) \right] \cdot (F/F_B)^2$$

Bei $T = 10^\circ\text{C}$ und 760 Torr ist $\gamma_1 = 1,25 \text{ kp/m}^3$ und damit $\gamma_1/\gamma_w = 0,00125$. Der Beiwert k hat nach den Versuchsergebnissen für den geschätzten Wert $Q_{\text{üB}} = Q_{\text{krit}} = 42,5 \text{ m}^3/\text{s}$ und damit $Q_{\text{üB}}/Q_{\text{ü}} = 42,5/76 = 0,56$ die Größe $k \approx 1,35$ (Bild 74, Anl. 29).

Die Energieverluste in der Belüftungsleitung mit dem konstanten Querschnitt $F_B = F_1$ bestehen aus Eintritts-, Reibungs- und Umlenkungsverlusten,

$$\sum \zeta_B = \zeta_e + \lambda_B \cdot L_B/d_B + \zeta_k$$

wobei nach [38] und [48]

$$\zeta_e = 0,5 \text{ für scharfkantigen Einlauf,}$$

$$\zeta_k \approx 0,3 \text{ für Krümmungen,}$$

$$\lambda_B = f(\text{Re}_B, k_B/d_B), \text{ Re}_B = \frac{v_1 \cdot d_B}{\nu_1}$$

Es wird geschätzt: $\beta = 0,5$, d.h. $Q_1 = 0,5 \cdot 42,5 = 21,25 \text{ m}^3/\text{s}$.
 Dann ist $v_1 = 21,25/0,1416 = 150 \text{ m/s}$. Bei $T = 10^\circ\text{C}$, 760 Torr
 ist $\nu_1 = 14,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ und damit

$$Re_B = \frac{150 \cdot 0,15}{14,2} \cdot 10^6 = 1,58 \cdot 10^6$$

Die absolute Rauigkeit der Kunststoffrohre ist nicht genau bekannt. Es erscheint gerechtfertigt, mit hydraulisch glatten Rohren ($k = 0$) zu rechnen. Dann erhält man nach [47]

$$\lambda_B = 0,015 \text{ und}$$

$$\sum \zeta_B = 0,5 + 0,3 + 0,015 \cdot 7/0,15 = 1,50$$

Damit wird

$$n = 1,35 \cdot 0,00125 (1 + 1,50) \cdot (3,80/0,1416)^2 = 3,04$$

und nach Bild 66, Anlage 21, erhält man $Q_{\text{üB}}/Q_{\text{ü}} = 0,56$,

$$Q_{\text{üB}} = 0,56 \cdot 76 = 42,6 \text{ m}^3/\text{s}$$

Der Überdeckungsabfluß entspricht also dem unter Kap. 8.22 berechneten kritischen Abfluß Q_{krit} , d.h. die ringförmige Belüftung beeinträchtigt die maximale Leistungsfähigkeit des Schachtüberfalles nicht.

8.32 Berechnung des Belüftungsgrades β bei $Q_{\text{üB}}$ infolge ringförmiger Belüftung

Infolge der Strahlabweiser wird mit den Gleichungen 45a und 46a gerechnet. Da der Faktor $n = 3,04$ relativ groß ist, muß die einfachere, unter Vernachlässigung von n aufgestellte Gleichung 46a zu ungenauen Ergebnissen führen, wie der folgende Vergleich zeigt. Nach Gl. 46a ist

$$\beta' = \frac{\left[\varphi^2 + 4(1 + \sum_{i=1}^2 \zeta_B) \cdot y_B/h_w \right] \cdot \varphi}{2(1 + \sum_{i=1}^2 \zeta_B)} - 1$$

$$\varphi = (F/F_s)^2 = (3,80/3,60)^2 = 1,11, \quad \varphi^2 = 1,23,$$

$$\sum_{i=1}^2 \zeta_B = \zeta_m + \lambda_B \cdot y_B/d, \quad \zeta_m = 2\beta/(1 + \beta) \quad (\text{Gl. 38}),$$

geschätzt: $\beta = 0,7 \rightarrow \xi_m = 0,824, \lambda_g = \lambda_w = 0,0266,$

$$\sum_1^2 \xi_g = 0,824 + 0,0266 \cdot 26,6/2,20 = 1,144,$$

$$h_w = Q_w^2 / (2gF^2), Q_w = Q_{\text{üB}} = 42,6 \text{ m}^3/\text{s}, h_w = 6,40 \text{ m}.$$

Damit wird

$$\beta' = \frac{\sqrt{1,23 + 4(1 + 1,144) \cdot 26,6/6,40 + 1,11}}{2(1 + 1,144)} - 1 = 0,68$$

Die genauere Berechnung nach Gl.45a liefert folgendes:

Es wird geschätzt $\beta = 0,5$; damit ist $\xi_m = 2 \cdot 0,5/1,5 = 0,667$

und
$$\sum_1^2 \xi_g = 0,667 + 0,0266 \cdot 26,6/2,20 = 0,988$$

Die Gleichung 45a

$$\beta^3 \cdot n + \beta^2 \left(1 + \sum_1^2 \xi_g + n\right) + \beta \left(2 - \varphi + 2 \sum_1^2 \xi_g\right) + \sum_1^2 \xi_g + 1 - \varphi - \frac{y_B}{h_w} = 0$$

wird durch Probieren gelöst. Mit den Werten $n = 3,04,$

$$\sum_1^2 \xi_g = 0,988, \varphi = 1,11, y_B = 26,6 \text{ m und } h_w = 6,40 \text{ m}$$

ergibt sich

$$\underline{\underline{\beta = 0,52}}$$

und damit ein Luftabfluß bei Überdeckung von

$$Q_L = \beta \cdot Q_{\text{üB}} = 0,52 \cdot 42,6 = 22,2 \text{ m}^3/\text{s}.$$

Der Luftabfluß beträgt also etwa die Hälfte des Wasserabflusses. Die Fließgeschwindigkeit des Wasser-Luft-Gemisches im Fall-schacht beträgt dabei

$$v_g = \frac{Q_w + Q_L}{F} = \frac{42,5 + 22,2}{3,80} = 17,05 \text{ m/s}$$

Diese Geschwindigkeit wäre für die Bemessung des unterirdi-schen Tosbeckens zu Grunde zu legen.

Die Fließgeschwindigkeit in der Belüftungsleitung beträgt bei $Q_{\text{üB}}$

$$v_1 = \frac{Q_L}{F_B} = \frac{22,2}{0,1416} = 157 \text{ m/s},$$

ist also wesentlich größer als 50 m/s und wird beträchtliche Geräusche verursachen.

Beim Bemessungsabfluß $HQ_E = 30 \text{ m}^3/\text{s}$ wird, wie die eigenen Versuche (Anlage 25, Bild 70) für $Q_w < Q_{üB}$ gezeigt haben, der Belüftungsgrad β etwa gleich groß sein wie bei $Q_{üB}$, d.h. der Luftabfluß beträgt dann

$$Q_1 = \beta \cdot HQ_E = 0,52 \cdot 30 = 15,6 \text{ m}^3/\text{s}$$

und die Fließgeschwindigkeit in der Belüftungsleitung

$$v_1 = 15,6 / 0,1416 = 110 \text{ m/s},$$

ist also immer noch relativ hoch.

Nachdem der Belüftungsgrad β ermittelt wurde, ist es möglich, den Unterdruck $\Delta p_1 / \gamma_w$ dicht oberhalb der Einmündung der Belüftungsrohre zu ermitteln und damit $Q_{üB}$ nach Gl. 40 zu überprüfen. Nach Gl. 30c ist

$$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w} = \frac{y_B}{1 + \beta} - h_w \left[(1 + \beta) \cdot \sum_{1}^2 \zeta_g + \beta + 1 - (F/F_s)^2 \right]$$

Setzt man die einzelnen Werte ein, so erhält man

$$\begin{aligned} \frac{\Delta p_1}{\gamma_w} &= \frac{26,6}{1 + 0,52} - 6,40 \left[(1 + 0,52) \cdot 0,988 + 0,52 + 1 - 1,11 \right] \\ &= 17,50 - 12,20 = 5,30 \text{ m WS} \end{aligned}$$

Mit den unter 8.31 angegebenen Werten wird dann

$$Q_{üB} = 3,60 \cdot \sqrt{\frac{19,62(3,15 + 1,33 + 5,30)}{1,1 + 0,1}} = 45,6 \text{ m}^3/\text{s},$$

ist also geringfügig größer als die Auswertung der Versuchsergebnisse ergibt. Der Unterschied liegt in der ungenauen Abschätzung der Energieverluste in Gl. 40 begründet.

8.4 Einschätzung der Ergebnisse des Beispiels

Es ist festzustellen, daß der für die Steinbachtalsperre gebaute Schachtüberfall den hydraulischen Anforderungen genügt. Seine Maximalleistung ist etwa 40% größer als der Bemessungsabfluß. Die Maximalleistung wird durch die verwendete ringförmige Belüftung nicht beeinträchtigt; man kann sogar schließen, daß sie sich erhöht, denn der Abfluß Q_{krit} ohne Belüftung stellt einen Grenzwert dar. Tatsächlich wird als kleinste zulässige Absolutdruckhöhe allgemein $p_a/\gamma_w \approx 2,0$ m WS angesehen, um Kavitation mit Sicherheit auszuschließen. Der zulässige Maximalabfluß, der schadlos abgeführt werden kann, ist demnach bei fehlender ringförmiger Belüftung kleiner als Q_{krit} , während bei ausreichender ringförmiger Belüftung auch bei Q_{krit} keine Beschädigungen auftreten.

Die verwendete Belüftungsleitung wird ihrem Zweck, Kavitationserosion und Vibrationen zu verhindern, gerecht werden, denn der Belüftungsgrad von $\beta = 0,52$ liegt weit über dem von Peterka [15] für notwendig gefundenen $\beta = 0,07$, um Kavitationschäden zu vermeiden. Sie erhöht damit die Sicherheit des Bauwerkes.

Die Größe des verwendeten Belüftungsquerschnittes F_B ist ausreichend. Ein größerer Querschnitt würde die maximale Leistungsfähigkeit beeinträchtigen, und die Fließgeschwindigkeit würde nur geringfügig kleiner. Durch den Einbau von Blenden oder anderen Drosseleinrichtungen in der Belüftungsleitung könnte der Belüftungsgrad β und damit die Fließgeschwindigkeit v_1 verringert werden, falls die Belüftungsleitung bei großen Durchflüssen gefährliche Erschütterungen hervorruft. Die Maximalleistung des Schachtüberfalles kann dadurch allerdings nicht gesteigert werden, da bei der verwendeten Leitung $Q_{krit} \approx Q_{üB}$ ist und nicht überschritten werden kann.

Dem dargelegten Berechnungsverfahren für den Luftabfluß haftet noch der Mangel an, daß die Volumenexpansion bei dem auftretenden Unterdruck im Fallschacht nicht berücksichtigt wird. Die

Ein Einarbeitung dieses Einflusses stellt eine wesentliche Vergrößerung des Rechenumfanges dar und führt zu unübersehbaren Iterationsrechnungen. Qualitativ ist festzustellen, daß infolge der Volumenexpansion die Energieverluste im Fallschacht größer und der Belüftungsgrad β und damit auch v_1 kleiner wird. Eine quantitative Ermittlung ist noch nicht möglich.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Bezugnehmend auf die Aufgabenstellung im Abschnitt 2 werden der Inhalt und die wichtigsten Ergebnisse der Arbeit zusammengefaßt.

1. Es werden die Grundlagen der hydraulischen Berechnung von Schachtüberfällen erläutert, wobei besonders die Rolle der maximalen Leistungsfähigkeit und Sicherheit sowie der Kavitationsgefahr untersucht wird. Es wird festgestellt, daß Schachtüberfälle hinsichtlich der Maximalleistung ebenso sicher sind wie andere Entlastungsanlagen, wenn ein entsprechender Sicherheitskoeffizient $\eta > 1$ eingeführt wird, der das Verhältnis der Maximalleistung $Q_{\text{ü}}$ bzw. Q_{krit} zum normalen Bemessungshochwasser (z.B. HQ_{1000}) darstellt. Der Faktor η ist beim Entwurf von Schachtüberfällen von vornherein festzulegen.
2. Für die hydraulische Berechnung und Gestaltung des Schachteinlaufes wird ein Verfahren dargelegt (Abschn. 4.1), das auf Versuchen verschiedener Forscher an scharfkantigen, im Grundriß kreisförmigen Überfällen aufbaut und die hydraulisch günstigste Einlauform ergibt. Auf Grund fremder (Bild 8) und eigener Versuche (Bild 63, Anlage 19) konnte gezeigt werden, daß dieses Verfahren zuverlässig für Schachteinläufe anwendbar ist, da die Abflußleistung bei den Entwurfsverhältnissen etwa der des scharfkantigen Kreisüberfalles entspricht. Unterschiedliche Fallschachtlängen und dadurch verschieden großer Unterdruck am Fallschachtanfang beeinflussen den Überfallbeiwert nicht merklich, solange $Q_{\text{ü}}$ bzw. Q_{krit} nicht erreicht ist.
3. Unter dem Gesichtspunkt, Unterdruck im senkrechten Fallschacht abzumindern und die Gefahr von Kavitationserosion und Schwingungen zu verhindern, werden die verschiedenen Möglichkeiten der konstruktiven Gestaltung herausgestellt, die sich in vier große Gruppen einteilen lassen: Fallschächte mit konstantem Durchmesser und entsprechend großem Schachtquerschnitt, ringförmig belüftete Fallschächte, Fallschächte mit kontinuierlicher oder örtlicher Einengung des Fließquerschnittes und Fallschächte mit Spiralregime.

4. Die Untersuchungen an senkrechten Fallschächten mit konstantem Durchmesser ohne Einbauten (Beispiel Ohra-Schachtüberfall, Bild 1), der bautechnisch einfachsten Lösung, ergaben, daß bei größeren Fallhöhen der Überdeckungsabfluß $Q_{\text{Ü}}$ nicht erreicht wird, sondern ein Abfluß $Q_{\text{krit}} < Q_{\text{Ü}}$ die Maximalleistung darstellt. Q_{krit} kann mittels Gl.9 oder besser an Hand der Versuchsergebnisse (Bild 68, Anlage 23) abgeschätzt werden. Für die Luftmitführung wurden Gleichungen aufgestellt (Gl.14, 14a, 14b), die es erlauben, die von Sastry experimentell bestimmten Werte zu interpretieren (Bild 17, Seite 44). Ansätze für die Größe des maximalen Unterdruckes im Fallschacht (Gl.18 und 28) werden mit Hilfe der Versuchsergebnisse ausgewertet (Bild 68, Anlage 23). Zur Verbesserung der Ergebnisse sind Versuche an Fallschächten mit großer Fallhöhe erforderlich.
5. Schwerpunkt der Arbeit ist die Untersuchung der ringförmigen Belüftung von Fallschächten, wie sie bei einigen Schachtüberfällen, die Bestandteil kombinierter Bauwerke sind, angewendet wurde (Bild 22-25, Seite 59 ff.). Mit Gl.45 und 46 kann der Belüftungsgrad β (Verhältnis von Luftabfluß zu Wasserabfluß) bei Überdeckung berechnet werden. Die Versuche zeigten, daß der Belüftungsgrad β vor der Überdeckung in einem größeren Bereich konstant ist und die berechneten und gemessenen Werte sehr gut übereinstimmen (Bild 70, Anlage 25). Der Unterdruck wird im oberen Teil des Fallschachtes durch die ringförmige Belüftung teilweise abgebaut, weiter unten erreicht er jedoch bei großen Fallhöhen fast die Größe des Unterdruckes ohne Belüftung (Bild 67, Anlage 22). Bei geringen Fallhöhen herrscht völlig drucklose Strömung im Fallschacht.

Die ringförmige Belüftung schützt die Schachtwand vor Kavitationserscheinungen und mindert Stöße und Erschütterungen. Zur Berechnung des erforderlichen Belüftungsquerschnittes sind die Gleichungen 48 und 49 auszuwerten. Die Beiwerte für die Energieumwandlung bei ringförmiger Belüftung wurden theoretisch und experimentell bestimmt (Gl.38, Bilder 73 u.74). Eine Einschränkung der maximalen Leistungsfähigkeit $Q_{\text{Ü}}$ bzw. Q_{krit} des Schachtüberfalles infolge ringförmiger Belüftung tritt in der Regel nicht ein, wie im Kap.8 gezeigt wird.

6. Zwei neue sowjetische Berechnungsverfahren für kontinuierlich verengte Fallschächte werden dargelegt (Abschnitt 5.42). Damit können derartige Fallschächte, die vorwiegend bei sehr großen Fallhöhen und Abflüssen Verwendung finden, bedeutend sicherer als nach den bisher üblichen Verfahren berechnet werden.
7. Die Wirkungsweise von Fallschächten mit erzwungener Spiralströmung, wie sie in der ČSSR verwendet werden, wird untersucht (Abschnitt 5.5). Die Vor- und Nachteile dieser Konstruktion werden herausgestellt. Für die Anwendung derartiger Fallschächte in der DDR sind weitere Untersuchungen notwendig.
8. Die Vor- und Nachteile der untersuchten Formen von Fallschächten sind zusammengestellt (s. Tabelle Seite 100) und Hinweise für die Wahl der zweckmäßigsten Form des Fallschachtes je nach den geologischen und hydrologischen Verhältnissen gegeben worden.
9. Die Untersuchung der Abflußvorgänge im Krümmer ergab, daß es zweckmäßig ist, am Anfang des Krümmers eine scharfkantige belüftete Ablösungsstelle (Bild 43, Form c) zu schaffen. Dadurch werden Unterdruck an der Krümmerinnenseite sowie Schwingungen infolge unsteter Ablösungserscheinungen vermieden.
10. Der Abfluß im Ablaufstollen sollte stets schießend mit freier Oberfläche erfolgen. Dadurch wird verhindert, daß ein Wechselsprung im Stollen auftritt, der zu Schwingungsbelastungen führt und Luft mit in die nachfolgende Druckströmung hineinreißt, wodurch Abflußstörungen auftreten würden. Bei der Berechnung der Freispiegelströmung im Ablaufstollen ist in erster Näherung wie bei der Berechnung einer Schußrinne mit gleichförmigen Abfluß zu verfahren.

Infolge des Umfanges der Arbeit konnten einige Teilprobleme nicht ausreichend gründlich behandelt werden und müssen späteren Untersuchungen vorbehalten bleiben. Solche Teilprobleme sind u.a.

1. Schwingungen infolge schnellfließendem Wasser im Fallschacht, besonders aktuell bei frei im Becken stehenden Türmen.

2. Abflußvorgänge in Fallschächten mit freifallendem Strahl (Bild 37, Lösung III) und mit Spiralregime (Bild 47),
3. Strömungsvorgänge in Schrägstollen,
4. Entmischung, Reflexionen und Schwingungen im Krümmer,
5. Entmischung und Luftaufnahme im Ablaufstollen bei Freispiegelabfluß,
6. Gestaltung und hydraulische Berechnung des Tosbeckens.

10. Literaturverzeichnis

- [1] Rudeloff, J.
Hauswald, H. Die Entwicklung des Projektes "Ohra-
talsperre", Vorarbeiten und Grundsätze
der konstruktiven Gestaltung.
Wasserwirtschaft-Wassertechnik 10
(1960), H.12.
- [2] Preß, H. Talsperren.
Verlag Ernst & Sohn, Berlin 1958.
- [3] Wickert, G. Hochwasserentlastungsanlagen mit kreis-
förmiger Überlaufkrone.
Der Bauingenieur, 30 (1955), H.7.
- [4] Schoklitsch, A. Schachtüberfälle.
Wasserkraft und Wasserwirtschaft,
37 (1942), H.2.
- [5] Sastry, P.G. Die Energieumwandlung in senkrechten
Fallschächten - ein Beitrag zur Be-
rechnung der Schachtüberfälle.
Dissertation TU Dresden 1962.
- [6] Sastry, P.G. Hochwasserentlastung durch Schacht-
überfälle.
Wiss.Zeitschr. TU Dresden 11
(1962), H.4.
- [7] Haindl, K.
Dolezal, L.
Kral, J. Příspěvek k hydraulice šachtového
přepadu.
Vodohospodarski časopis 1962, H.3, 4.
- [8] Bradley, J.N. Morning Glory Shaft Spillways: Pro-
totype Behaviour.
Proc. ASCE, Vol. 80, Sep.No.431, 1954.
- [9] Orth, F. Der Bau der Watauga-Talsperre.
Die Bautechnik 27 (1950) H.6.
- [10] Forschungsarbeit "Schachtüberfälle".
Institut für Fluß- und Seebau TU
Dresden, 1966 (unveröffentlicht)

- [11] Pawlitzki, G. Außergewöhnliche Katastrophenhochwässer - ein Problem des Talsperrenbaues.
Die Wasserwirtschaft 1965, H.7.
- [12] Bretschneider, H.
Krause, D. Die Modellversuche für die Hochwasserentlastungsanlage der Innerste-Talsperre im Harz.
Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft der TU Berlin, Mitteilung 62, Berlin 1965.
- [13] Die Steinbachtalsperre der Stadt Idar-Oberstein (Kurzer technischer Bericht).
Die Wasserwirtschaft, 1965, H.4.
- [14] Eck, B. Technische Strömungslehre.
6. Auflage, Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg 1961.
- [15] Peterka, A.J. The Effect of Entrained Air on Cavitation Pitting.
Proc. of the IAHR, 1953, S.507 - 518.
- [16] Achutin, A.N. Šachtnye vodoslivy.
Gidrotechničeskoe stroitel'stvo, 1936 No. 4.
- [17] Mostkov, M.A. Handbuch der Hydraulik.
VEB Verlag Technik, Berlin 1956.
- [18] Kiselev, P.G. Spravočnik po gidrovličeskim rasčetam
Gosenergoizdat Moskau/Leningrad 1961.
- [19] Bollrich, G. Berechnung und Gestaltung der Einläufe von Schachtüberfällen.
Wasserwirtschaft-Wassertechnik, 15 (1965) H.3.
- [20] Camp, C.S.,
Howe, J.W. Tests of circular weirs.
Civil Engineering (New York) 1939, H.4

- [21] Wagner, W.E. Morning Glory Shaft Spillways: Determination of Pressure-Controlled Profiles.
Proc. of the ASCE, Vo.80, 1954, Sep.432.
- [22] White, M.W.,
Mc Pherson, M.B. Diskussion of Morning Glory Shaft Spillways: Determination of Pressure Controlled Profiles
Proc. of the ASCE, Sep.491.
- [23] Lazzari, E. Ricerca sperimentale sullo sfioratore a pianta circolare.
L'Energia Elettrica, Nov.1954.
- [24] Lazzari, E. Ricerca sperimentale sugli sfioratori a calice.
L'Energia Elettrica, Nr.7,1959.
- [25] Kočegura, M.A. Laboratornye issledovaniya šachtnych vodosbrosov nizkonapornych plotin.
Izvestija instituta gidrologii i gidrotechniki, AN USSR, 11 (1954).
- [26] Skrzjaga, V.G. K gidravličeskomu rasčetu šachtnych vodoloslivov.
Sbornik trudov CHISI 1958, H.10.
- [27] Roman'ko, N.I. K rasčeta vodosbrosa šachtnogo tipa.
Gidrotehničeskoe stroitel'stvo 1963, H.4.
- [28] Helmert, F. Einlaufprobleme bei Fallschächten.
Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft der TU Berlin, Mitteilung Nr. 58, Berlin 1963.
- [29] Franke, P.G. Meßüberfälle.
Das Gas- und Wasserfach 103, (1962), H.40, 42, 44.
- [30] Gardel, A. Les évacuateurs de crues en déversoirs circulaires.
Bulletin Technique de la Suisse Romande Nr.27, 1949, S.341 - 349.

- [31] Kalinske, A.A. Hydraulics of Vertical Drain and Overflow Pipes.
University of Iowa, Studies in Engg.,
Bulletin Nr.26, 1939/40, S.26 - 40.
- [32] Marquet, G. Entraînement d'air par un écoulement
en conduite verticale application aux
puits d'adductions secondaires.
Proc. of the IAHR, 1953, S.489 - 506.
- [33] Mois, P.P. K voprosu o rasčete šachtnych vodos-
brosov.
Sbornik trudov MISI, Nr.24, 1958,
S.67 - 107.
- [34] Sevko, A.I. K rasčetu šachtnych vodoslivov.
Moskau 1938.
- [35] Modellversuch "Ohra-Talsperre"
Technischer Bericht, Hubert-Engels-
Laboratorium der TH Dresden, 1958
(unveröffentlicht).
- [36] Borkenstein, W. Modellversuche über die Ausbildung des
Hochwasserentlastungsturmes, des
Grundablasses und des Tosbeckens an
der Vorsperre der Döhnntalsperre.
Unveröffentlichter Bericht 1961.
- [37] Dubs, R. Angewandte Hydraulik.
Rascher-Verlag, Zürich 1947.
- [38] Rössert, E. Hydraulik, im Wasserbau.
R. Oldenbourg Verlag München 1964.
- [39] Forschungsarbeit "Wasser-Luft-Ge-
mische", Teil I: Geschlossene Rohr-
leitungen.
Institut für Fluß- und Seebau der
TU Dresden, 1963.

- [40] Bollrich, G. Zur Belüftung der Grundablässe von Talsperren.
Wiss.Zeitschr. TU Dresden 12 (1963) H.6.
- [41] Peterka, A.J. Morning Glory Shaft Spillways; Performance Tests on Prototype and Model.
Proc. of the ASCE, Vol.80, 1954, Sep.433.
- [42] Ihssen, W. Die Oberrautalsperre.
Der Tiefbau 1962, H.6.
- [43] Ausführungszeichnungen über die Hochwasserentlastungs- und Entnahmeanlage der Steinbachtalsperre, die von der Elektrizitäts-Aktien-Gesellschaft vorm. Lahmeyer & Co., Frankfurt/M., zur Verfügung gestellt wurden.
- [44] BöB, P. Modellversuche für die Hochwasserentlastung Steinbachtalsperre Idar-Oberstein.
Unveröffentlichter Bericht 1961/62.
- [45] Melisenda, I. Il laboratorio di Idraulica dell'Università di Palermo e le sue ricerche.
L'Energia Elettrica Nr.4, 1964 S.296.
- [46] Lencastre, A. Shaft Spillways, Theoretic Experimental Design.
Proc. of the IAHR, 1955, C 9.
- [47] Mock, F.J. Nomographische Behandlung der Druckrohrberechnung.
Die Bautechnik 35 (1958), H.5, S.177-182.
- [48] Zusammenstellung der Druckhöhenverluste infolge hydraulischer Ursachen in Druckrohrleitungen, Druckstollen u.ä.
Umdruck Nr.I/4 - 4.63, Talsperren II, des Instituts für Fluß- und Seebau der TU Dresden.

- [49] Richter, H. Rohrhydraulik.
3. Aufl. Springer-Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1958.
- [50] Hütte, des Ingenieure Taschenbuch.
28. Auflage, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1955. S.765.
- [51] Kalinske, A.A.
Robertson, J.M. Entrainment Air in Flowing Water:
Closed Conduit Flow.
Transact. ASCE, Vol.108, 1943,
S. 1394 - 1516.
- [52] Ferrandon, J. Le Barrage de Menjil sur le Sefid
Roud.
Travaux, August 1958, S.783 - 788.
- [53] Grischin, M.M. Gidrotechničeskoe sooruzhenija.
Moskau 1962, S.413 - 417.
- [54] Kurtz, F. The Hydraulic Design of the Shaft
Spillway for the Davis Bridge Dam and
Hydraulic Tests on Working Models.
Transact. ASCE, Vol.88 1925.
- [55] Sokolovskij, S.V. O gidravličeskome rasčete šachtново
vodosliva.
Odesskij inženerno - stroitel'nyh
institut, Sbornik trudov, vyp. VIII,
1959.
- [56] Indri, E. Esperienze su modelli di scaricatori
a pozza a constanza die livello nel
serbatoio.
L'Energia Ellettrica, No.4, 1959,
S.332 - 343.
- [57] Addison, H. The use of pipe bends as flow meters.
Engineering, March 4 (1938).
- [58] Abecasis, F.M. The Behavior of Morning Glory Shaft
Spillways.
Proc. of the IAHR 1955, C 8.

- [59] Martins, L'aération dans les évacuateurs en puits.
Proc. of the IAHR, 1959, D 4.
- [60] Danko, J. Sdružené funkční objekty s šachtovými případy.
Sonderdruck Hydroprojekt Prag, 1964.
- [61] Lahoda, F. Vodné dielo na Hornadu u Ružina.
Vodni hospodárstvi 1965, H.3.
- [62] Rohon, J. Grochal, B. Vodné dielo Miksova II.
Vodni hospodárstvi 1965, H.5.
- [63] Sikora, A. Vyskum zavzdušnenia šachtových prípadov.
VUV Bratislava, Bericht über die Forschungsaufgabe Nr. VUV-B-II-67, Bratislava 1964.
- [64] Wunderlich, W. Beitrag zur Belüftung der Abflusses in Tiefauslässen.
Dissertation TH Karlsruhe 1961.
- [65] Annemüller, H. Berechnung der Abflusstiefen in Schußbrinnen.
Der Bauingenieur 36 (1961), H.6.
- [66] Forschungsarbeit "Wasser-Luft-Gemische", Teil II: Schußbrinnen.
Institut für Fluß- und Seebau der TU Dresden, 1963 (unveröffentlicht).
- [67] Neumüller, M. Die Ermittlung der kritischen Wassertiefe bei beliebigen Querschnitten.
Der Bauingenieur 35 (1960), H.7.
- [68] Sharma, H.R. Energieumwandlung im seitlich beliebig begrenzten freien Wechsellaufring - ein Beitrag zur Berechnung der Tosbecken.
Dissertation TU Dresden, April 1964.
- [69] Knapp, F.H. Ausfluß, Überfall und Durchfluß im Wasserbau.
Verlag G. Braun, Karlsruhe 1960

11. A N L A G E N

Verzeichnis der Anlagen

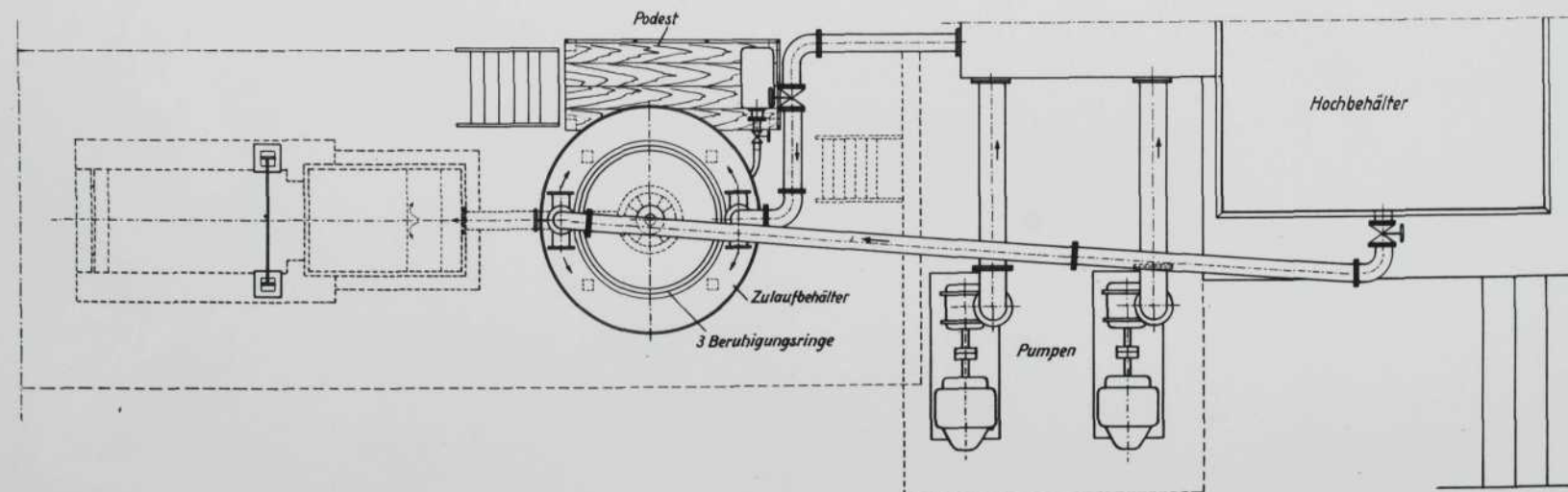
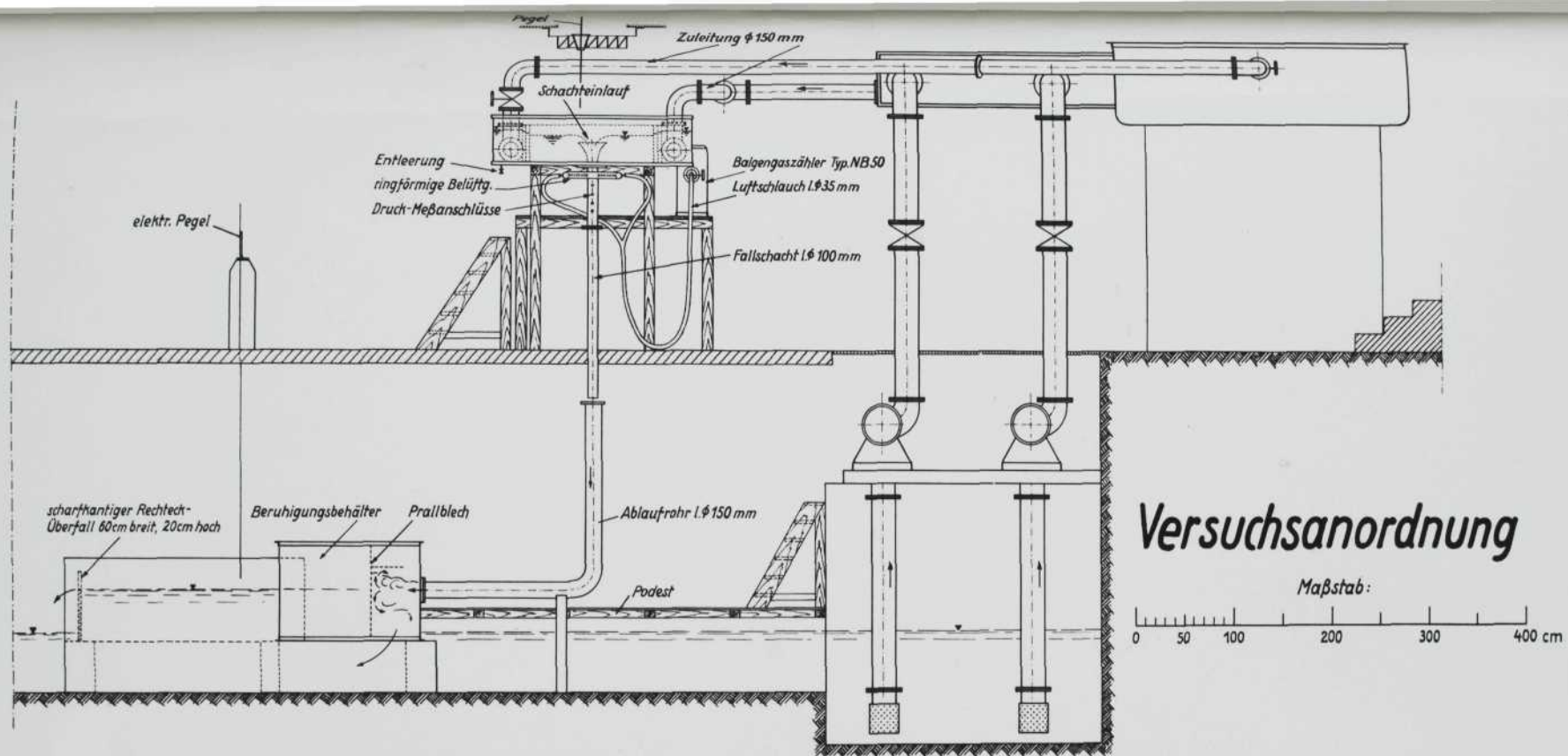
	Anlage Nr.
Versuchsaufbau Bilder 50 - 61	1 - 8
Versuchsprotokoll Nr. 1 - 5	9 - 13
Tabellen-Nr. 1 - 4	14 - 17
Versuchsergebnisse Bilder 62, 63, 65 - 75	18 - 30
Versuchsablauf Bilder 76 - 83	31 - 35



Bild 50: Versuchsstand für die Vorversuche
Schachtdurchmesser $d = 50 \text{ mm}$

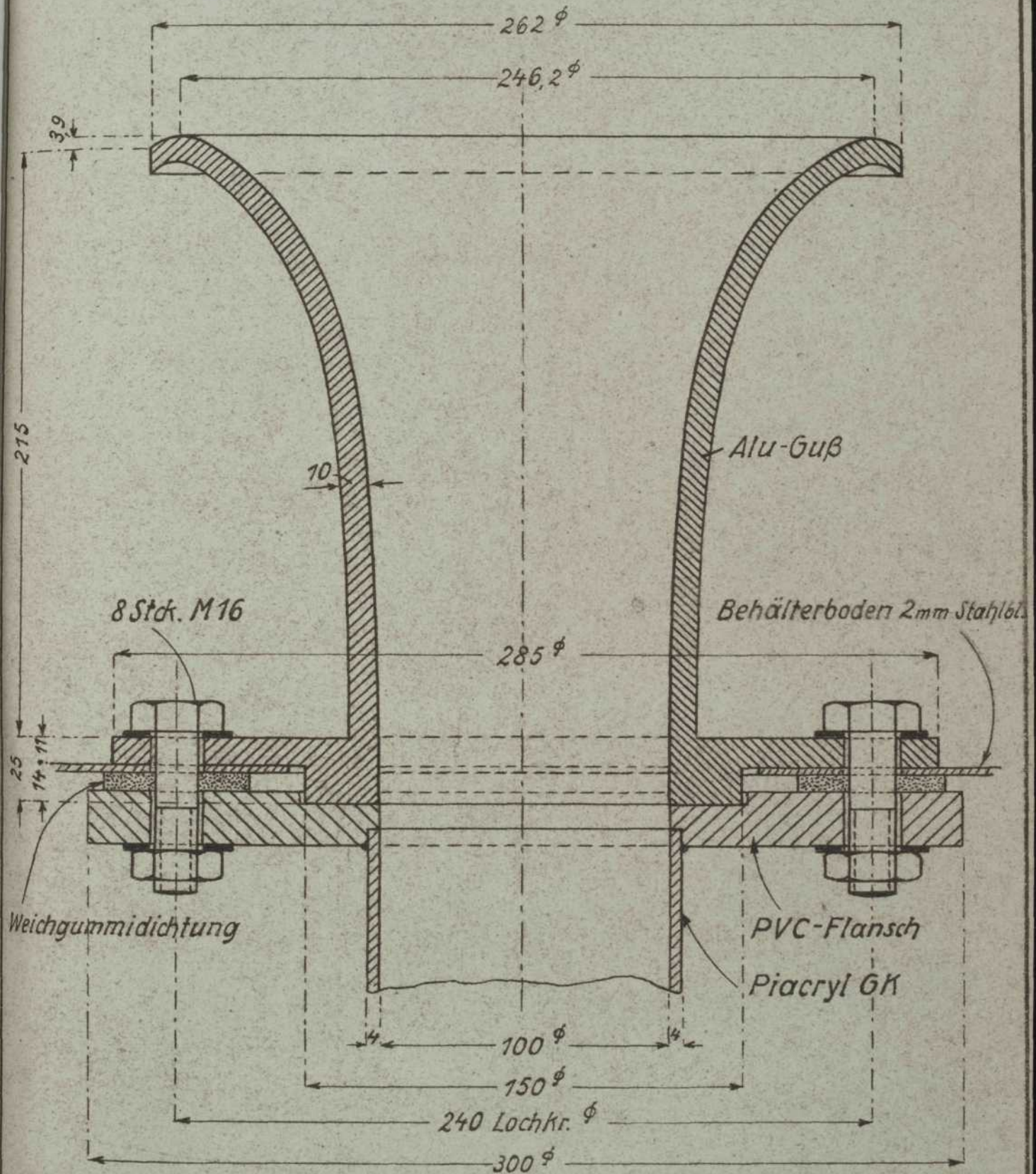


Bild 51: Schachteinlauf aus Plexiglas
mit 6 Belüftungsschläuchen
(Vorversuche)



Schachteinlauf

M. 1:2



Fallschacht mit ringförmiger Belüftung

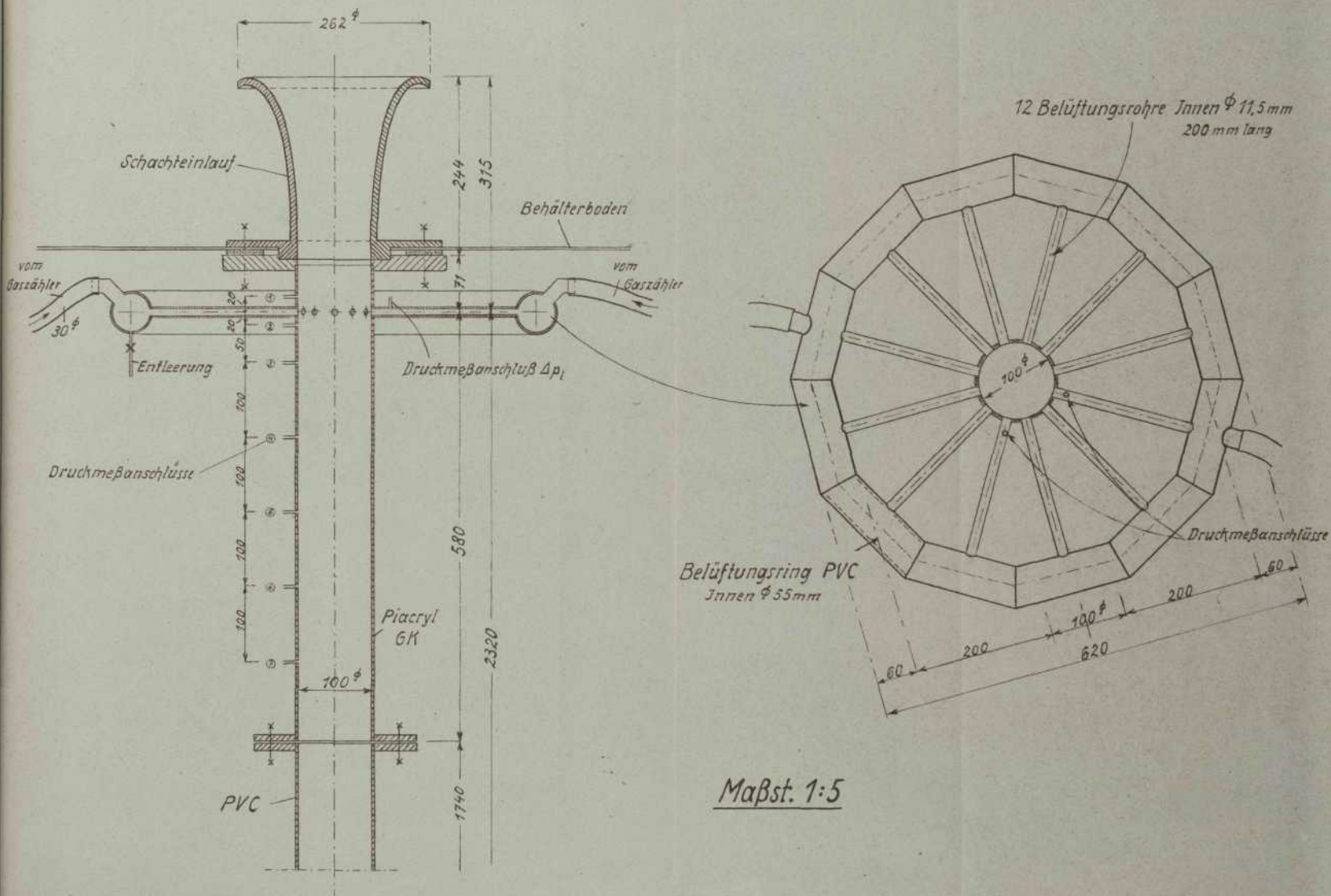




Bild 55 : Versuchsstand für
die Hauptversuche

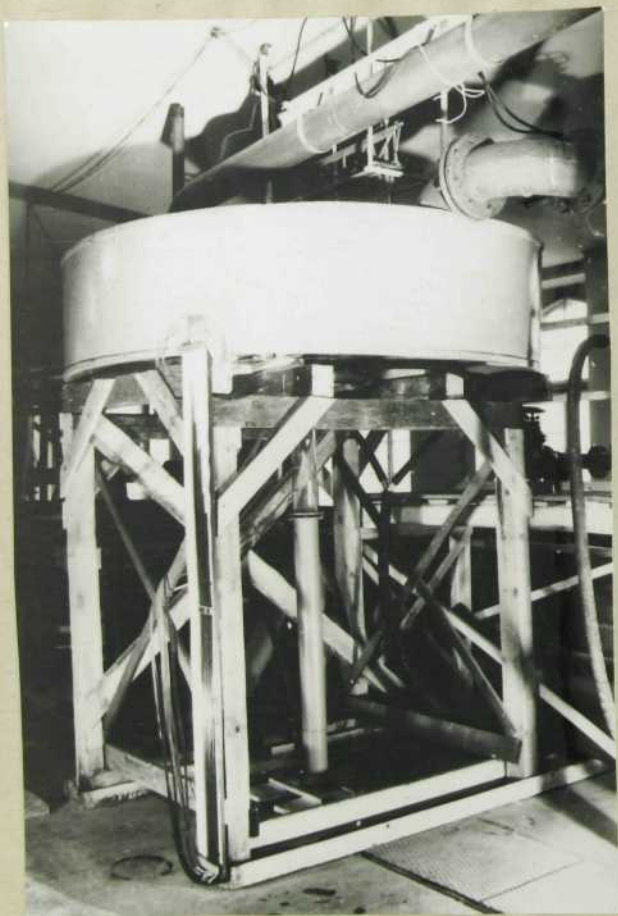


Bild 56 : wie Bild 55



Bild 57: Schachteinlauf aus Aluminium-Guß
für die Hauptversuche, $R = 13,1 \text{ cm}$, $d = 100 \text{ mm}$

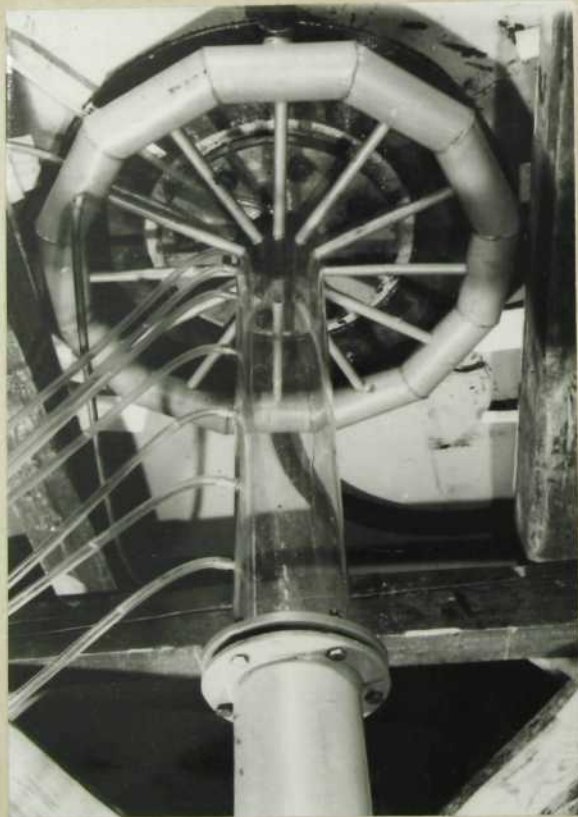
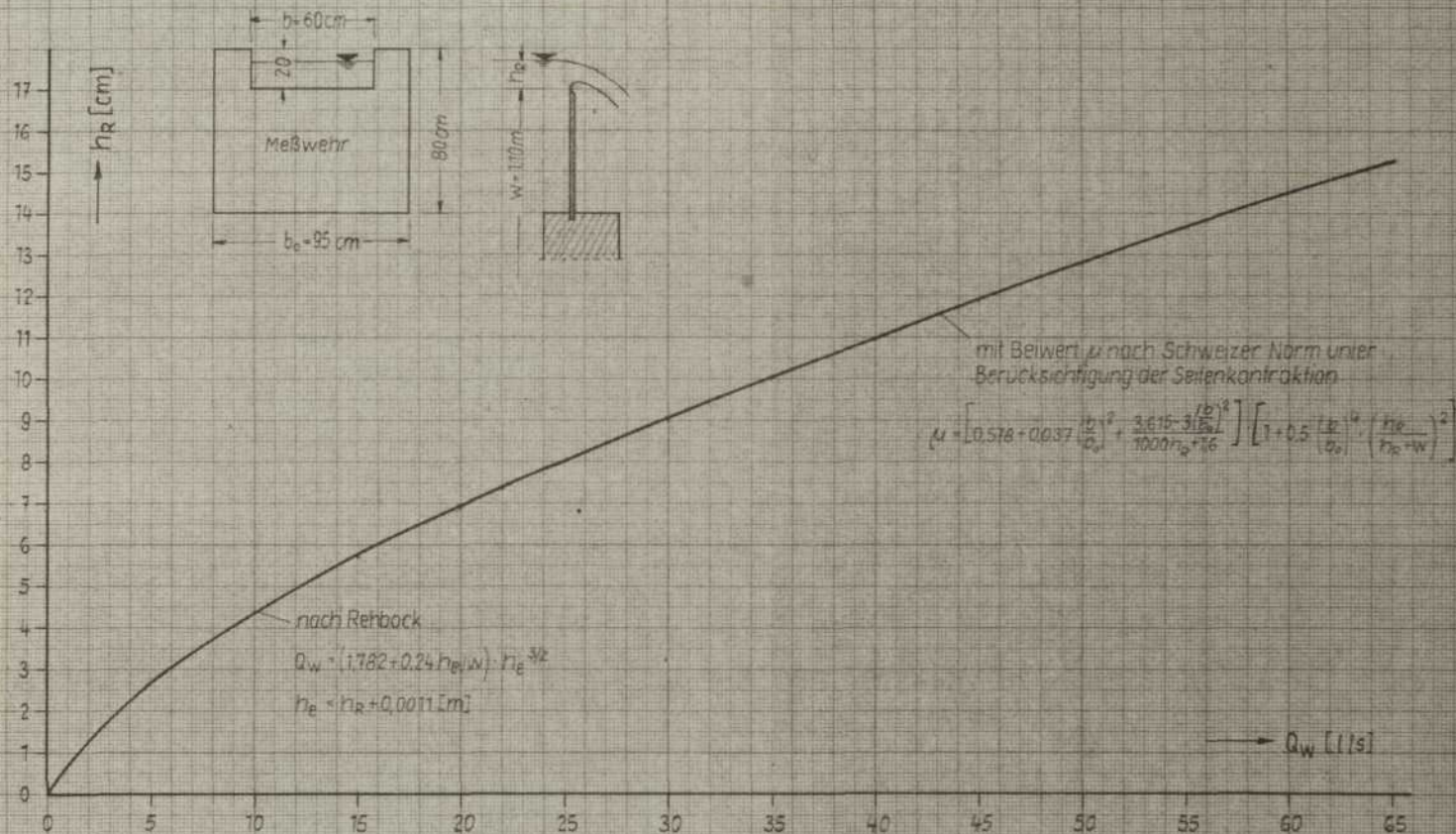


Bild 58: Fallschacht $d = 100 \text{ mm}$ aus Plexiglas GK,
ringförmige Belüftungseinrichtung und Druckmeß-
schläuche für die Hauptversuche

Abflußcharakteristik des Meßwehres



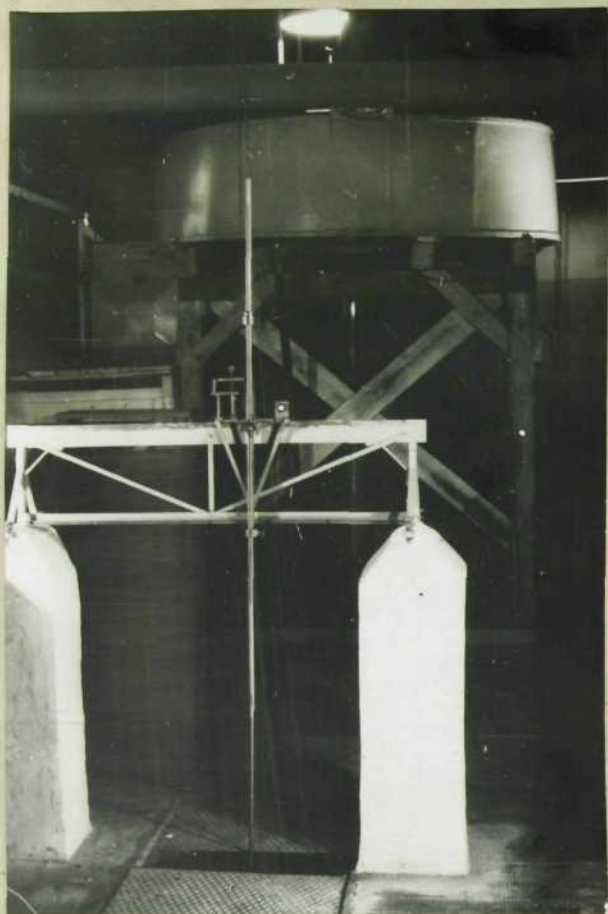


Bild 60: Versuchsstand;
Elektrischer Spitzenpegel
für die Messung der Überfall-
höhe h_R am Rechtecküberfall



Bild 61: Industriegaszähler
GZBI-NB 50 für die Messung
des Luftdurchflusses durch
die ringförmige Belüftung

Versuchsprotokoll Nr. 1

Schachtlänge $y_B = 2.32\text{m}$ Schachtdurchmesser $d = 100\text{ mm}$

Luftzuführung: voll geöffnet

h_R = Überfallhöhe am Rechtecküberfall

h_0 = Überfallhöhe am Schachteinlauf

Lufttemperatur : 21.3°C

Wassertemperatur : 13.5°C

Versuchsdurchführung: Bollrich

Datum : 26.11.65

Versuch	h_R	Q_w	h_0	Q_l	Unterdruck $\Delta p / \gamma_w$ [cm WS] an Meßstelle							$\Delta p_l / \gamma_w$	Bemerkungen
Nr	cm	l/s	cm	l/s	1	2	3	4	5	6	7	cm WS	
1	1,90	3,2	1,54	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
2	3,18	6,3	2,51	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
3	4,42	10,8	3,40	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
4	4,78	11,5	3,65	≈ 0	um Null schwankend							—	Strahlvereini- gung beginnt
5	5,06	12,6	3,80	0,7	2,5	4,8	5,0	6,0	6,7	6,0	6,5	1,0	
6	5,39	13,8	3,98	3,70	5,5	8,0	10,0	12,0	12,5	13	12	1,5	
7	5,77	15,4	4,25	7,20	9,5	14,0	16,3	18,5	19,5	19,0	18,0	4,0	
8	6,17	16,9	4,52	9,32	13	17	19	21	22	21,5	20,5	6,4	Bemessungs- überfallhöhe
9	6,89	20,0	5,03	11,10	17	24	30,5	36	36	36	34,5	8,8	
10	7,58	23,2	5,50	12,8	20,5	29,5	41,0	48,0	49,0	48,5	46,5	11,4	
11	7,85	24,5	5,76	13,47	20,5	31	40,5	45,5	47,5	49	47	11,9	
12	8,05	25,4	5,93	14,20	21,3	32,5	43,0	49,0	53,0	51,5	50,5	13,5	Überdeckung erreicht
13	8,07	25,5	6,00	14,35	21,0	31,5	42	49	50,5	51	50,5	13,0	Drücke stark schwankend
14	8,10	25,6	7,24	14,35	21,5	39,0	60	67	68	69	65	13,5	infolge instabi- len Einlaufwir- bel
15	8,20	26,1	9,53	14,08	21	32	42,5	47,5	51	50	49	12,5	
16	8,35	26,8	12,6	13,78	20,2	30,5	39,2	48	50,5	49,5	50	12,3	
17	8,32	26,9	12,8	13,55	21,5	39,0	60	57	68	67	65	13,0	

Versuchsprotokoll Nr.2

Schachtlänge $y_B = 2,32m$, Schachtdurchmesser $d = 100mm$

Luftzuführung: Drosselstellung I

h_R = Überfallhöhe am Rechtecküberfall

Lufttemperatur: $19,7^\circ C$

Wassertemperatur: $14,0^\circ C$

h_o = Überfallhöhe am Schachteinlauf

Versuchsdurchführung: Lützner

Datum: 3.12.65

Versuch	h_R	Q_w	h_o	Q_l	Unterdruck $\Delta p / \gamma_w$ [cm WS] an Meßst.							$\Delta p_l / \gamma_w$	Bemerkungen
Nr.	cm	l/s	cm	l/s	1	2	3	4	5	6	7	cm WS	
18	4,05	9,0	3,10	—	—	—	—	—	—	—	—	—	Strahlvereinigung beginnt
19	4,93	12,1	3,70	≈ 0	1,8	3,0	4,0	4,8	5,0	5,6	5,1	2,5	
20	5,41	14,0	4,02	2,53	7,5	10	11,8	12,4	12,6	12,7	12,1	3,8	
21	6,46	18,2	4,74	5,51	22	25,9	26,8	29,5	29,3	28,9	27,5	14,7	
22	7,66	23,6	5,53	7,23	35	42,5	47,4	51,2	50,5	49,5	47,0	25,5	Überdeckung erreicht mit Wirbel- kreuz im Einlauf
23	8,36	26,8	6,01	8,25	44,4	54,7	63	68,8	68	67	63,4	33,8	
24	9,05	30,1	6,52	9,26	52,7	67	77,8	87,0	86,6	85	81,3	42,4	
25	9,43	32,0	6,79	9,72	58,0	74	86,3	94,5	94,5	93,3	90,5	48,3	
26	9,87	34,2	7,07	10,34	62,5	79,8	91	97,5	100	99	96,3	54,7	
27	9,88	34,2	7,85	10,70	62	80,5	92	98,5	100,5	100,7	99	55	
28	9,73	33,6	7,84	10,30	57	73,5	84	88,5	89	88,5	86	54	
29	9,86	34,1	11,55	10,43	59,4	74,5	85	96,5	99,5	96,5	91,4	53,5	
30	9,79	33,9	9,55	10,30	56,7	71,4	83	87,5	88	88	84	52	

Versuchsprotokoll Nr. 3

Schachtlänge $y_B = 2.32 \text{ m}$ Schachtdurchmesser $d = 100 \text{ mm}$

Luftzuführung: Drosselstellung II

h_R = Überfallhöhe am Rechtecküberfall

h_o = Überfallhöhe am Schachteinlauf

Lufttemperatur: $20,4^\circ\text{C}$

Wassertemperatur: $14,1^\circ\text{C}$

Versuchsdurchführung: Lützner

Datum: 4.12.65

Versuch Nr	h_R cm	Q_w l/s	h_o cm	Q_i l/s	Unterdruck $\Delta p / \gamma_w$ [cm WS] an Meßstelle							$\Delta p / \gamma_w$ cm WS	Bemerkungen
					1	2	3	4	5	6	7		
31	4,06	9,0	3,10	—	—	—	—	—	—	—	—	—	Strahlvereini- gung beginnt
32	4,87	11,8	3,65	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
33	5,40	14,0	3,97	0,80	5,3	7,8	9,0	10,1	10,4	10,2	10,0	3,4	
34	7,06	20,9	5,16	2,82	34,7	37,7	39,7	39,7	39,2	38,2	36,6	28,7	
35	8,38	26,9	6,06	3,83	59,5	66,2	70,3	71,1	70,2	68,3	65,5	51,0	
36	9,89	34,2	7,06	4,79	91,3	103,8	110,8	112	110,2	107,8	103,2	80,6	
37	10,61	38,1	7,59	5,16	104,5	118,7	127,1	128,6	127,1	124,6	120,5	94,7	
38	10,97	39,9	7,82	5,27	109,5	124,7	133,5	134,9	133,3	131,0	—	101,5	(7) ausgefallen
39	11,25	41,5	8,03	5,41	112,8	127,5	136,3	137,7	137,0	—	—	106,7	(6) und (7) "
40	11,49	42,8	8,98	5,66	114,3	129,3	138,5	139,6	139,2	—	—	104,0	Überdeckung
41	11,45	42,6	10,80	5,94	108,6	123,7	133,5	134,5	134,0	—	—	103,4	mit Wirbelkreuz

Versuchsprotokoll Nr. 5

Schachtlänge $y_B = 0,580 \text{ m}$

Schachtdurchmesser $d = 100 \text{ mm}$

Luftzuführung: geschlossen

h_R = Überfallhöhe am Rechtecküberfall

Lufttemperatur: $22,0^\circ \text{C}$

h_o = Überfallhöhe am Schachteinlauf

Wassertemperatur: 16°C

$Q_{\ddot{u}} = 32,9 \text{ l/s}$ $y = 65,1 \text{ cm}$

Versuchsdurchführung: Bollrich

Datum: 10.12.65

$$p^* = \frac{\max \Delta p / \gamma_w}{y}$$

Versuch	h_R	Q_w	$Q_w / Q_{\ddot{u}}$	h_o	Unterdruck $\Delta p / \gamma_w$ [cm WS] an Meßstelle							p^*	Bemerkungen
Nr	cm	l/s		cm	1	2	3	4	5	6	7		
60	5,27	13,4	0,407	3,88	1,5	1,5	1,4	1,3	1,3	1,2	1,2	0,023	
61	6,08	16,5	0,502	4,44	13,6	14,0	12,9	10,5	8,0	3,5	3,5	0,215	
62	7,09	20,9	0,635	5,11	22	24,5	23,5	19	15	11	6	0,376	
63	8,10	25,6	0,778	5,83	38,2	38,0	35,5	28,7	22	15,5	9,0	0,586	
64	9,22	31,0	0,942	6,55	51	50	45,5	37,0	28,5	21,5	12	0,784	
65	9,55	32,5	0,988	6,88	54	52	47,5	38	29,5	21,5	12,5	0,83	Überdeckung beginnt
66	9,62	32,9	1,00	7,00	54,5	52,5	48,0	38	30	22	13,1	0,837	mit Wirbelkreuz
67	9,68	33,0	1,004	8,24	54,3	52,7	48,3	38,5	30	22	13,2	0,834	
68	9,70	33,4	1,015	8,19	55	53	48	38,5	30	22	13	0,844	mit Wirbelkreuz
69	9,75	33,6	1,021	10,40	55	53	48	38,3	30	22	13,2	0,844	
70	9,80	33,8	1,027	10,74	55	53	48	38,7	29,8	22	13	0,844	mit Wirbelkreuz

Tabelle 1

Berechnung des Belüftungsgrades β , des dimensionslosen Unterdruckes p^* sowie des Faktors k in Abhängig von $Q_w/Q_{\bar{u}}$ nach den Versuchsergebnissen

$$\beta = \frac{Q_l}{Q_w}, \quad p^* = \frac{\max \Delta p / \gamma_w}{\gamma}, \quad k = \frac{\Delta p_l}{\Delta p_l}, \quad Q_{\bar{u}} = 51,2 \text{ l/s} \quad \gamma = 239,1 \text{ cm}$$

Q_w	$Q_w/Q_{\bar{u}}$	Q_l	β	$\max \Delta p / \gamma_w$	p^*	$\frac{\Delta p_l}{\gamma_w}$	$\frac{\Delta p_l}{\gamma_w}$	$k = \frac{\Delta p_l}{\Delta p_l}$
l/s	—	l/s	—	cm	—	cm	cm	—
1) Ringförmige Belüftung voll geöffnet								
12.6	0,246	0,7	0,0556	6,7	0,028			
13.8	0,296	3,70	0,268	13,0	0,0545			
15.4	0,301	7,20	0,466	19,5	0,0816			
16.9	0,330	9,32	0,551	22,0	0,0921			
20.0	0,391	11,10	0,555	36,0	0,151			
23.2	0,453	12,80	0,552	49,0	0,205			
24.5	0,478	13,47	0,550	49,0	0,205			
25.4	0,496	14,20	0,559	53,0	0,222	21,3	13,5	1,58
25.5	0,498	14,35	0,563	51,0	0,214	21,0	13,0	16,15
25.6	0,500	14,35	0,561	68,0	0,285	21,5	13,5	1,59
26.1	0,510	14,08	0,540	51,0	0,213	21,0	12,5	1,68
26.6	0,520	13,74	0,516	63,3	0,265	22,7	—	—
26.8	0,522	13,78	0,514	50,5	0,212	20,2	12,3	1,64
26.9	0,523	13,55	0,504	68,0	0,285	21,5	13,0	1,65
2) Drasselstellung I								
12.1	0,236	—	—	5,6	0,0234			
14.0	0,273	2,53	0,181	12,7	0,0532			
18.2	0,355	5,51	0,303	29,5	0,1235			
23.6	0,461	7,23	0,306	51,2	0,212			
26.8	0,524	8,25	0,308	68,8	0,288			
30.1	0,588	9,26	0,308	87,0	0,364			
32.0	0,625	9,72	0,303	94,5	0,395			
34.2	0,668	10,34	0,302	100	0,418	62,5	54,7	1,158
34.2	0,668	10,70	0,312	100,7	0,421	62,0	55	1,128
33.6	0,656	10,30	0,307	89	0,375	57,0	54	1,055
34.1	0,666	10,43	0,306	99,5	0,416	59,4	53,5	1,110
33.9	0,661	10,30	0,305	88	0,369	56,7	52	1,090
3) Drasselstellung II								
14.0	0,273	0,80	0,0571	10,4	0,0435			
20.9	0,408	2,82	0,135	39,7	0,166			
26.9	0,526	3,83	0,142	71,1	0,297			
34.2	0,668	4,79	0,140	112	0,469			
38.1	0,744	5,16	0,135	128,6	0,538			
39.9	0,779	5,27	0,132	134,9	0,564	109,5	101,5	1,08
41.5	0,810	5,41	0,130	137,7	0,576	112,8	106,7	1,058
42.8	0,836	5,65	0,132	139,6	0,584	114,3	104,0	1,100
42.6	0,832	5,94	0,139	134,5	0,562	108,6	103,4	1,05

Tabelle 2

Berechnung des dimensionslosen Unterdruckes $p^* = \frac{\max \Delta p / \gamma_w}{Y}$
nach Sastrys Versuchsergebnissen

Y = Länge des Fallschachtes vom Einlaufende bis zum Schnittpunkt der Atmosphärendrucklinie mit der Fallschachtachse

Q_w	$Q_w/Q_{\text{Ü}}$	$\max \Delta p / \gamma_s$	γ_g	$\max \Delta p / \gamma_w$	Y	p^*
l/s	—	cm WLS	Mp/m ³	cm WS	cm	—
Fallschacht $d = 100 \text{ mm}$						
14	0,325	≈ 70	0,424	29,7	286	0,104
20	0,465	≈ 108	0,511	55,2	330	0,167
30	0,698	140	0,73	102	263	0,388
40	0,93	153	0,94	144	244	0,59
43	1,00	148	1,00	148	243	0,61
Fallschacht $d = 150 \text{ mm}$						
35	0,48	37	0,541	20	70	0,286
40	0,548	53	0,592	31,4	173	0,181
50	0,685	78	0,71	55,4	134	0,413
60	0,822	89	0,83	74	115	0,642
73	1,0	80	1,00	80	110	0,728

Tabelle 3

Berechnung des Luftabflusses durch die ringförmige Belüftung bei $Q_w \geq Q_{\text{ÜB}}$; $\gamma_B = 2,32 \text{ m}$ $d = 100 \text{ mm}$

$$\text{Gl. 45: } \beta^3 \cdot n + \beta^2 \left(1 + \sum_1^3 \zeta_g + n\right) + \beta \left(1 + 2 \sum_1^3 \zeta_g\right) + \sum_1^3 \zeta_g - \gamma_B / h_w = 0$$

$$\text{Gl. 46: } \beta' = \frac{\sqrt{1 + 4 \left(1 + \sum_1^3 \zeta_g\right) \cdot \gamma_B / h_w + 1}}{2 \left(1 + \sum_1^3 \zeta_g\right)} - 1$$

$$\sum_1^3 \zeta_g = \zeta_m + \zeta_r = \zeta_m + \lambda_g \cdot \gamma_B / d$$

$$\zeta_m = \frac{2\beta}{1+\beta} \quad (\text{theoretisch})$$

$$\lambda_g = f(\text{Reg}, k/d) = (\text{Diagramm von Mock [57]})$$

$$k = 0,01 \text{ mm geschätzt, } k/d = 10^{-4} \quad \text{Re} = \frac{v_g \cdot d}{\nu_w}$$

$$n = \frac{\Delta p_1 \cdot 2gF^2}{\gamma_w Q_i^2}$$

$$h_w = Q_w^2 / 2gF^2 \quad F = 0,785 \text{ dm}^2 \quad \gamma_B = 2,32 \text{ m}$$

$Q_{\text{ÜB}}$ = Überdeckungsabfluß bei Belüftung, abhängig von der Drosselung des Belüftungsquerschnittes

Versuch	$Q_w = Q_{\text{ÜB}}$	Q_i	β	h_w	Reg	λ_g	ζ_r	ζ_m	$\sum_1^3 \zeta_g$	$\frac{\Delta p_1}{\gamma_w}$	n	β	Q_i	β'	Q_i'	Stellung des Schiebers in der Belüftungsleitung
	gemessen							theoretisch	theoretisch	gemessen			theoretisch			
Nr.	l/s	l/s	—	cm	—	—	—	—	—	cm	—	—	l/s	—	l/s	
13	25.5	14.35	0.563	53.7	$4.3 \cdot 10^5$	0,0150	0,348	0,72	1.068	21.2	1.25	0.594	15.75	0.67	17.1	offen
28	33.6	10.30	0.307	93.4	$4.8 \cdot 10^5$	0,0147	0,341	0.47	0.811	57.0	6.5	0.30	10.07	0.41	13.8	Drosselstellung I
41	42.6	5.94	0.140	150.0	$5.3 \cdot 10^5$	0,0145	0,336	0.245	0.581	108.6	37.2	0.12	5.12	0.28	11.9	" II

Tabelle 4

Berechnung des Beiwertes ζ_m in Abhängigkeit von β nach den Versuchsergebnissen für $Q_w \geq Q_{\text{ÜB}}$ (s. Bild 86)

$$\zeta_m = \frac{y_B + (h_o + y_e)(1 + \beta)}{h_w(1 + \beta)^2} - \alpha_g - \lambda_g \cdot y_B / d \quad \text{Gl. 72}$$

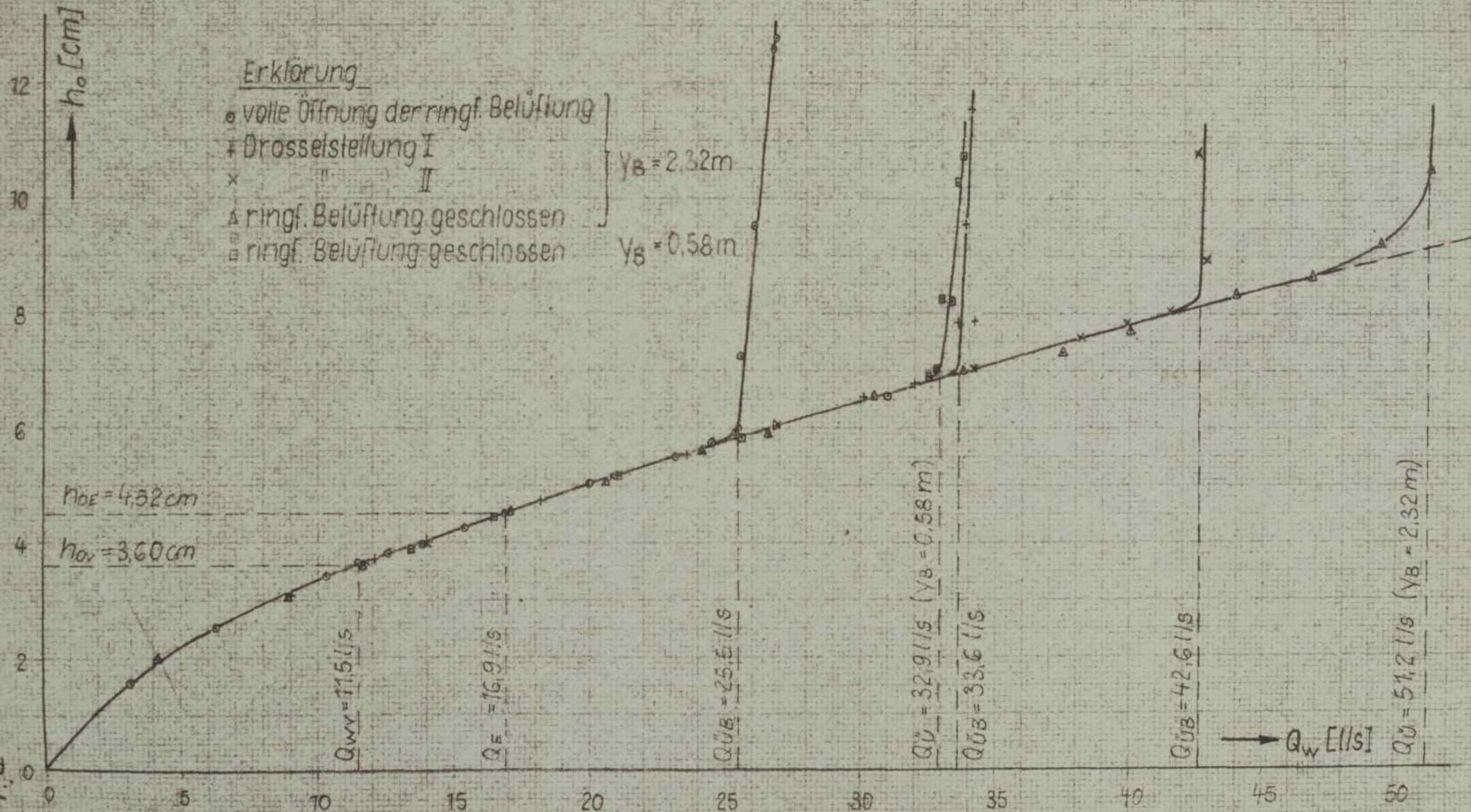
$$y_B = 232 \text{ cm} \quad y_e = 315 \text{ cm} \quad h_w = Q_w^2 / 2gF^2 \quad F = 0,7854 \text{ dm}^3 \quad \alpha_g \approx 1,07 [3] \quad y_B/d = 23,2$$

$$\lambda_g = f(Re_g, k/d), \quad k = 0,01 \text{ mm (geschätzt)} \rightarrow k/d = 10^{-4}, \quad Re_g = \frac{v_g \cdot d}{\nu_w}, \quad v_g = (Q_w + Q_l) / F, \quad \nu_w = f(T [^\circ\text{C}])$$

Versuch Nr.	Q_w	h_o	$h_o + y_e$	Q_l	β	$1 + \beta$	$\frac{(h_o + y_e) \cdot (1 + \beta)}{(1 + \beta)^2}$	Zähler	h_w	$(1 + \beta)^2$	Bruch	$Q_w + Q_l$	v_g	$Re \cdot 10^5$	λ_g	$\lambda_g \cdot y_B / d$	ζ_m
—	l/s	cm	cm	l/s	—	—	cm	—	cm	—	—	l/s	m/s	—	—	—	—
13	25,5	6,0	37,5	14,35	0,563	1,563	58,6	290,6	53,7	2,45	2,21	39,85	5,08	4,32	0,015	0,348	0,792
14	25,6	7,24	38,74	13,55	0,530	1,530	59,3	291,3	54,2	2,34	2,30	39,15	4,99	4,25			0,882
15	26,1	9,53	41,03	14,08	0,540	1,540	63,2	295,2	56,3	2,37	2,21	40,18	5,12	4,36			0,792
16	26,8	12,6	44,1	13,78	0,515	1,515	66,8	298,8	59,3	2,29	2,20	40,58	5,17	4,40			0,782
27	34,2	7,85	39,35	10,70	0,313	1,313	51,7	283,7	96,8	1,725	1,70	44,9	5,72	4,87	0,0147	0,341	0,289
28	33,6	7,84	39,34	10,30	0,307	1,307	51,4	283,4	93,4	1,71	1,775	43,9	5,59	4,75			0,364
29	34,1	11,55	43,5	10,43	0,306	1,306	56,2	288,2	96,1	1,71	1,754	44,53	5,67	4,82			0,343
30	33,9	9,55	41,05	10,30	0,304	1,304	53,5	285,5	95,0	1,70	1,766	44,2	5,63	4,70			0,355
40	42,8	8,98	40,48	5,65	0,132	1,132	45,8	277,8	151,5	1,28	1,432	48,45	6,17	5,25	0,0145	0,336	0,026
41	42,6	10,80	41,30	5,94	0,139	1,139	47,0	279,0	150,0	1,30	1,430	48,54	6,18	5,26			0,024
49	26,6	5,90	37,4	13,74	0,517	1,517	56,7	288,7	58,4	2,30	2,15	40,34	5,14	4,37	0,015	0,348	0,732
54	37,5	7,45	38,95	8,20	0,219	1,219	47,5	279,5	116,2	1,485	1,620	45,7	5,82	4,95	0,0145	0,336	0,214

Abflußcharakteristik des Schachteinlaufes

Einlaufradius $R=131\text{cm}$ $h_{0E}=4,52\text{cm}$



Überfallbeiwert $C = \frac{2}{3} \mu \cdot \sqrt{2g}$ nach den Versuchsergebnissen im Vergleich zum Überfallbeiwert des scharfkantigen Kreisüberfalles

$$Q = C \cdot 2\pi R \cdot h^{3/2}$$

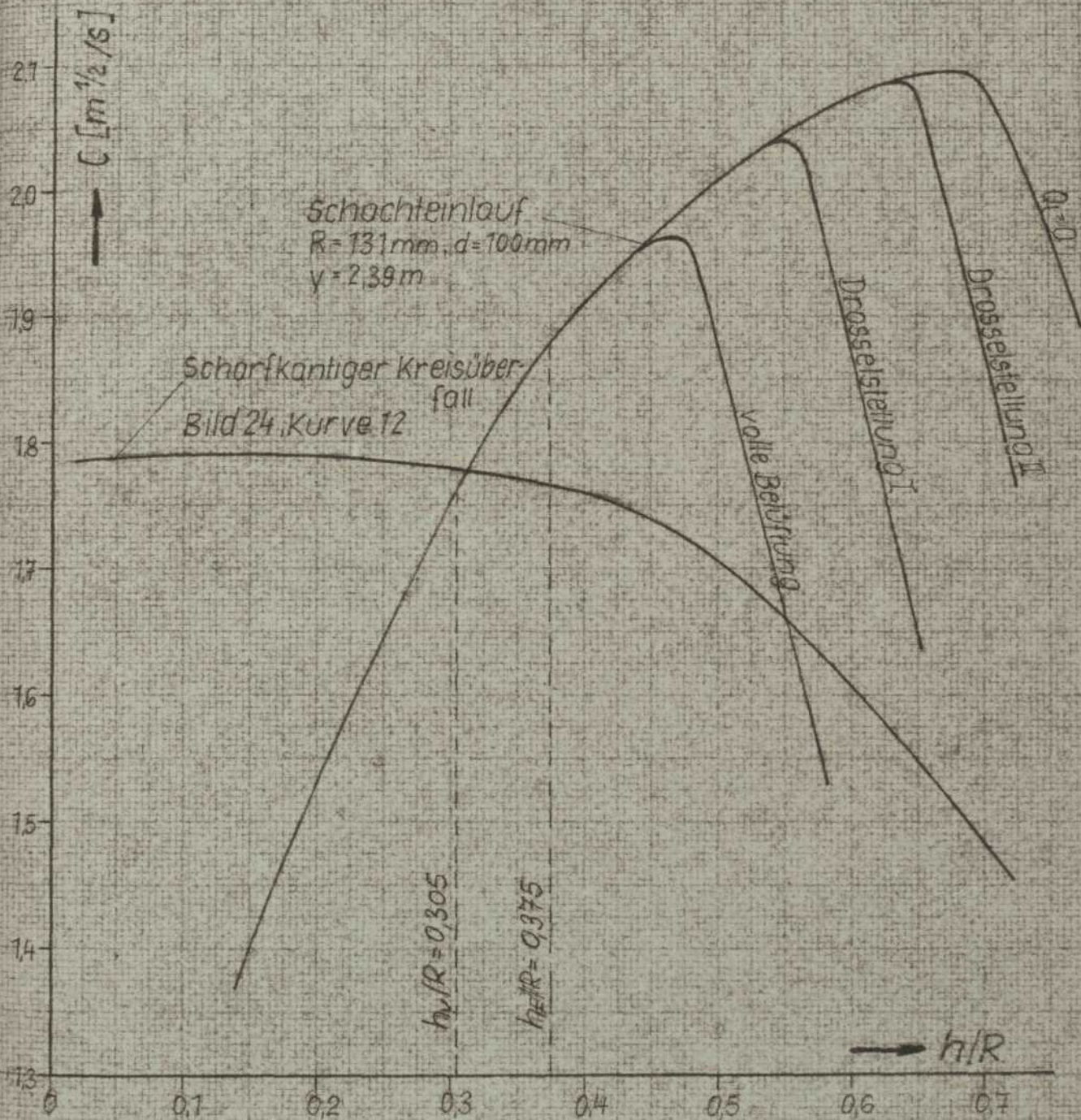
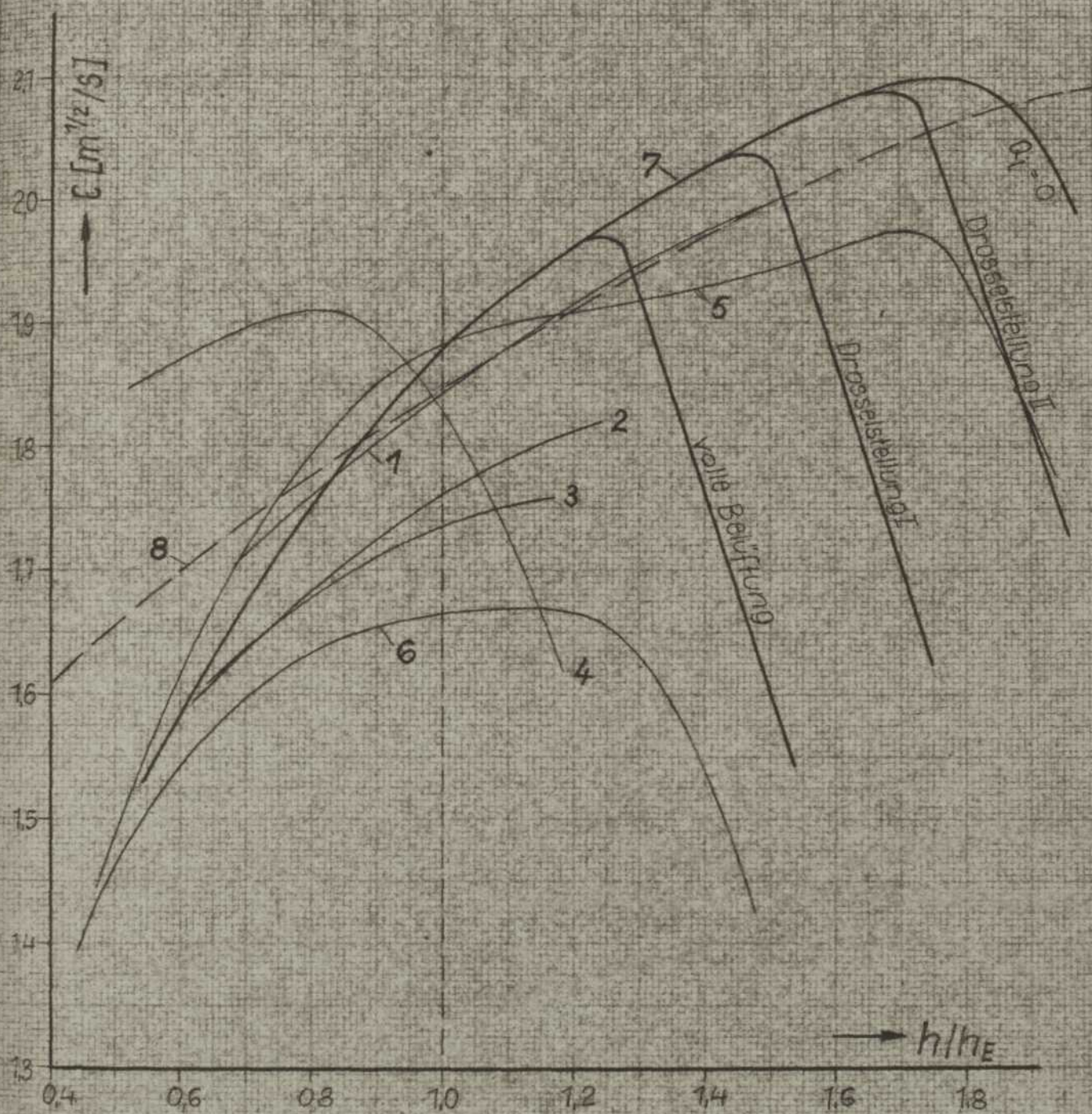


Bild 63

Überfallbeiwert $C = \frac{2}{3} \mu \sqrt{2g}$ nach eigenen und fremden Versuchsergebnissen in Abhängigkeit von h/h_E

$$Q = C \cdot 2\pi R \cdot h^{3/2}$$



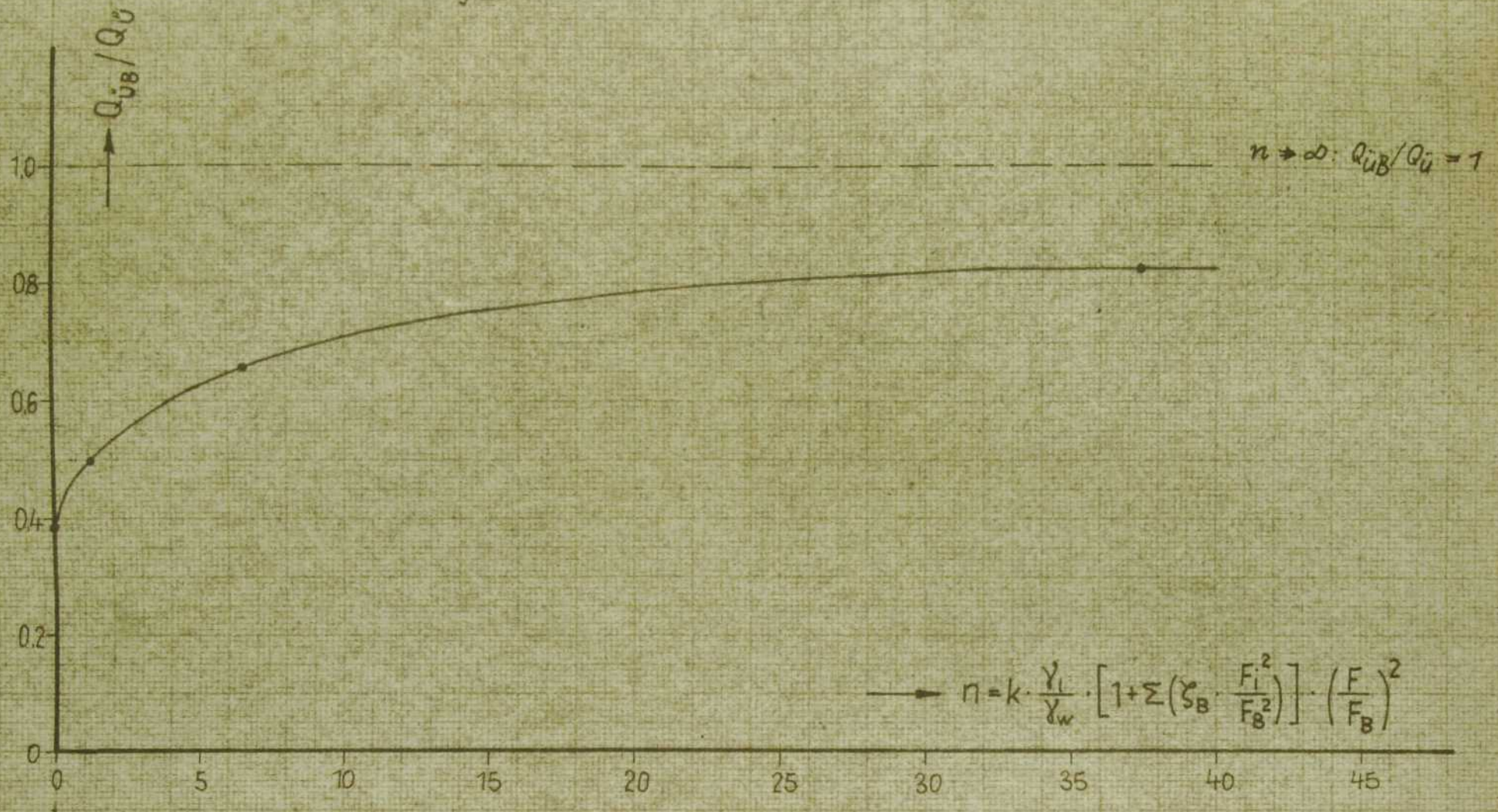
Kurve	Autor	h_E/R
1	Lazzari	0,1
2	"	0,2
3	"	0,3
4	Skriaga	0,35
5	Sastry	0,375
6	"	0,4
7	erg. Versuch	0,375
8	Knapp	ger. Überf.

Bild 65

Abhängigkeit zwischen $Q_{\ddot{u}B}/Q_{\ddot{u}}$ und dem Faktor n

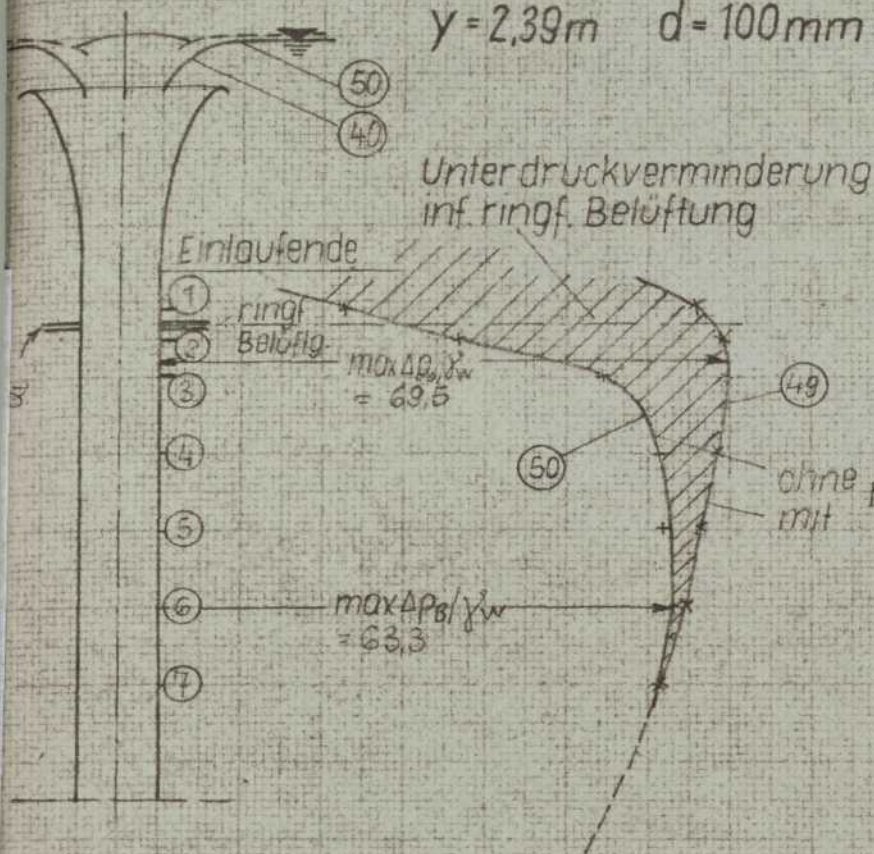
$y_B = 2,32 \text{ m}$

$d = 100 \text{ mm}$



Unterdruck $\Delta p/\gamma_w$ am Fallschachtenfang mit und ohne ringf. Belüftung

$y = 2,39m$ $d = 100mm$



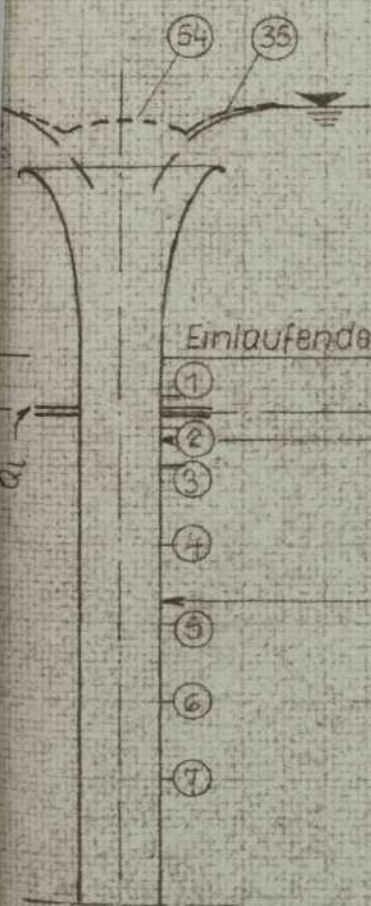
Versuch Nr. 49 :

$Q_w = 26,6 l/s$ $h_o = 5,9cm$

Versuch Nr. 50 :

$Q_w \approx Q_{UB} = 26,6 l/s$ $h_o = 6,25cm$

$Q_t = 13,74 l/s$

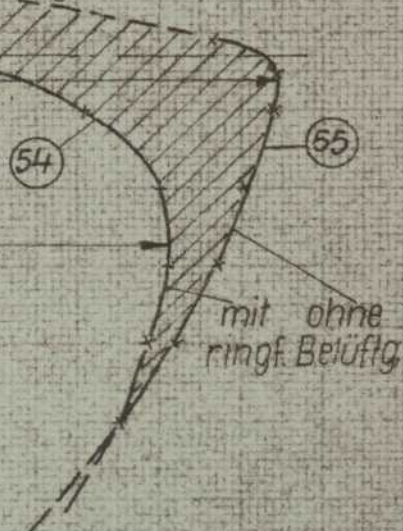


Versuch Nr. 53 : $Q_w = 37,5 l/s$ $h_o = 7,32cm$

Versuch Nr. 54 : $Q_w = Q_{UB} = 37,5 l/s$ $h_o = 7,45cm$

$Q_t = 8,20 l/s$

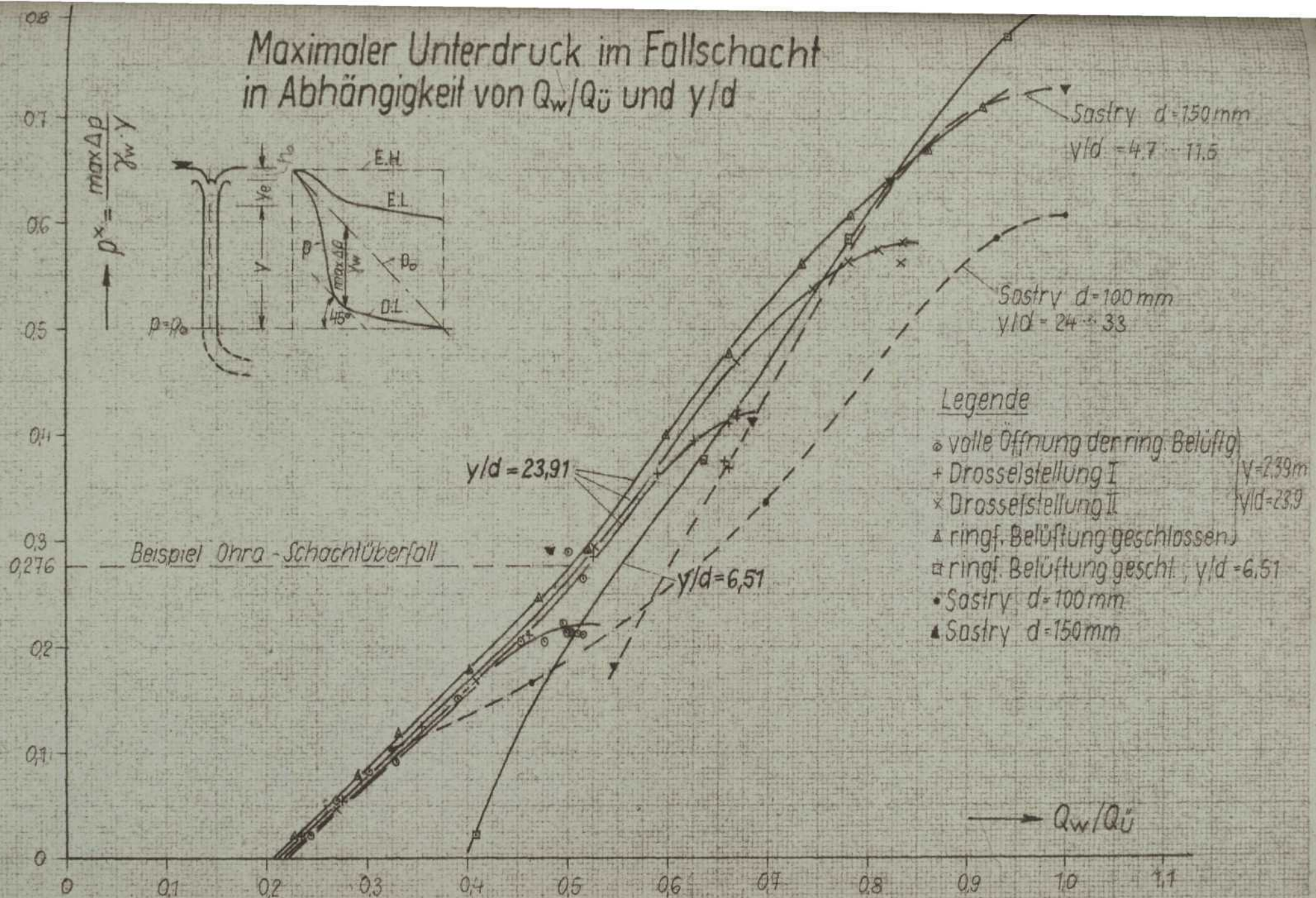
Unterdruckverminderung
inf. ringf. Belüftung



Maßstab 1:10

Bild 67

Maximaler Unterdruck im Fallschacht in Abhängigkeit von $Q_w/Q_{\ddot{u}}$ und y/d

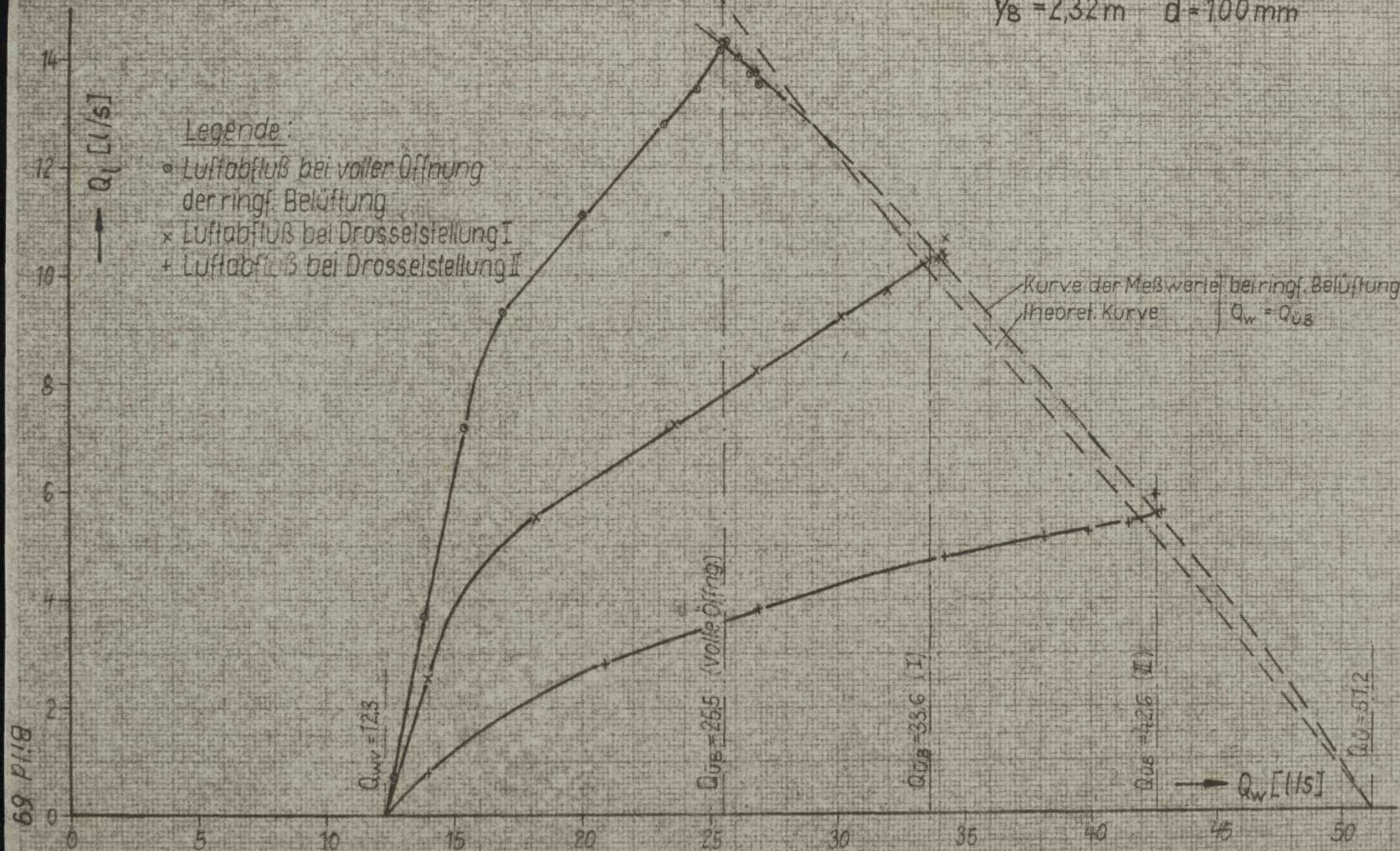


Luftabfluß Q_l durch die ringf. Belüftung in Abhängigkeit vom Wasserabfluß Q_w

$y_B = 2,32 \text{ m}$ $d = 100 \text{ mm}$

Legende:

- Luftabfluß bei voller Öffnung der ringf. Belüftung
- × Luftabfluß bei Drosselstellung I
- + Luftabfluß bei Drosselstellung II



$$\gamma_B = 2,32 \quad d = 100 \text{ mm}$$

Legende:

- Belüftungsgrad β bei voller Öffnung der ringf. Belüftung
- × β bei Drosselstellung I
- + β bei Drosselstellung II

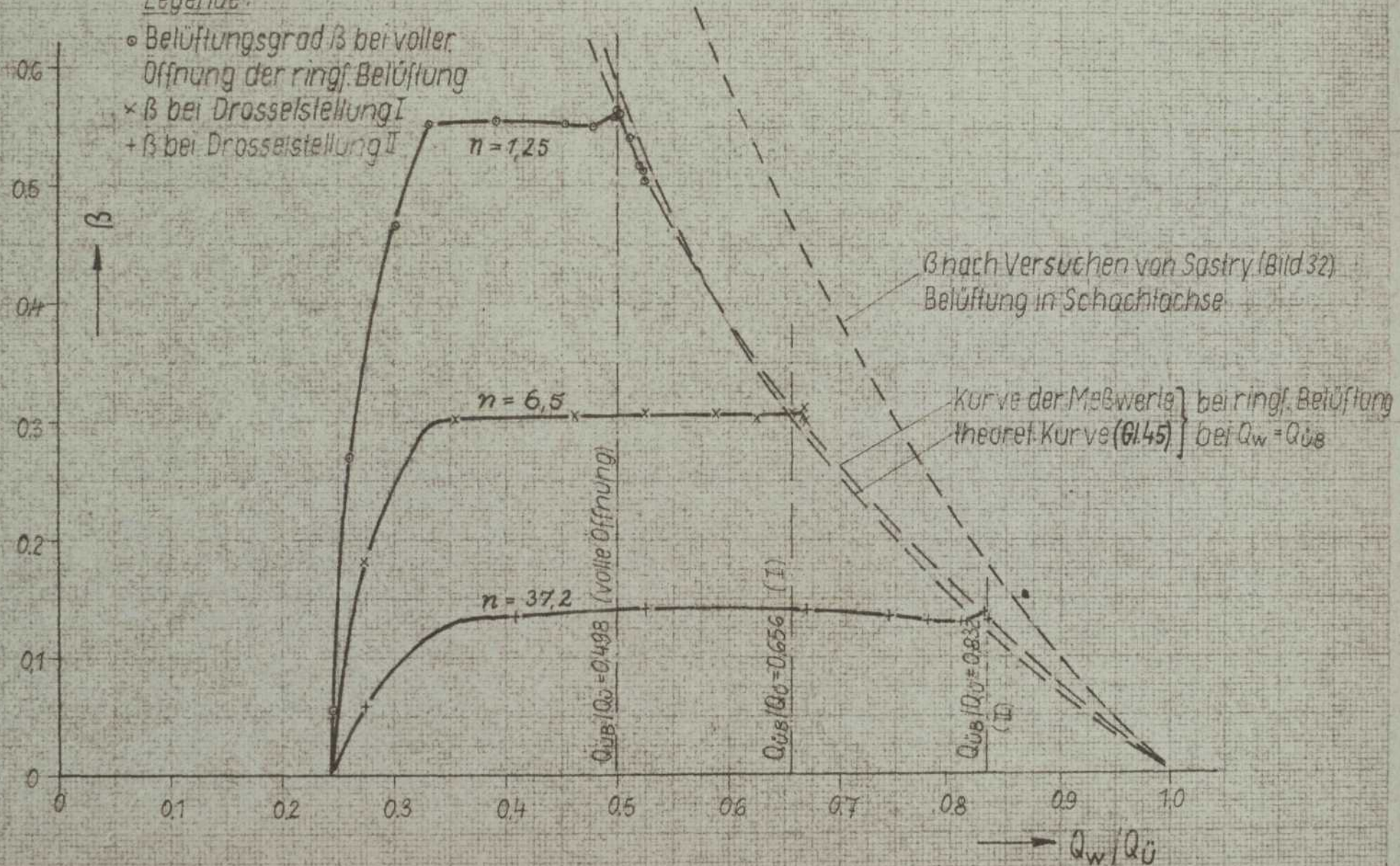
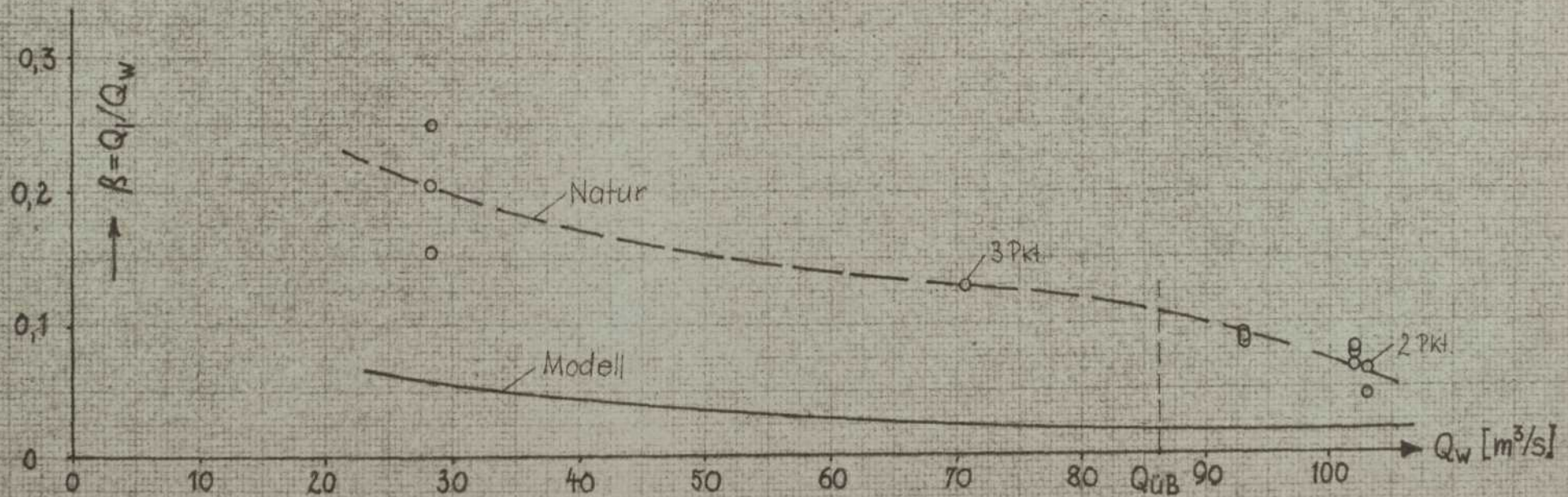
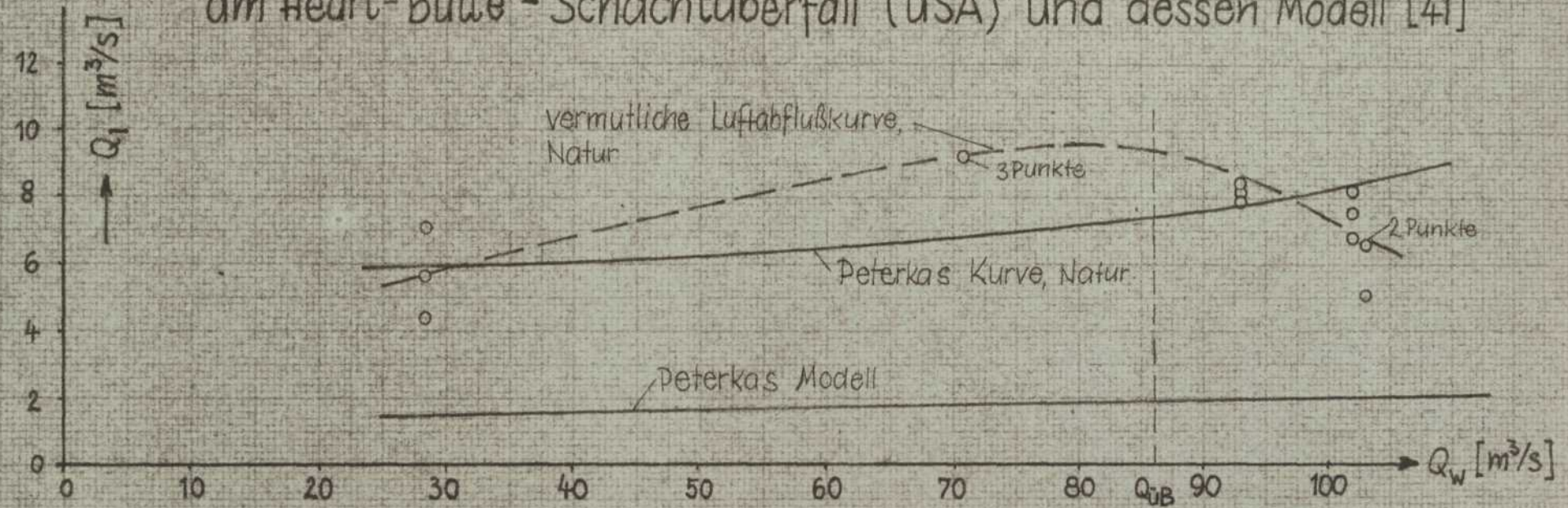


Bild 70

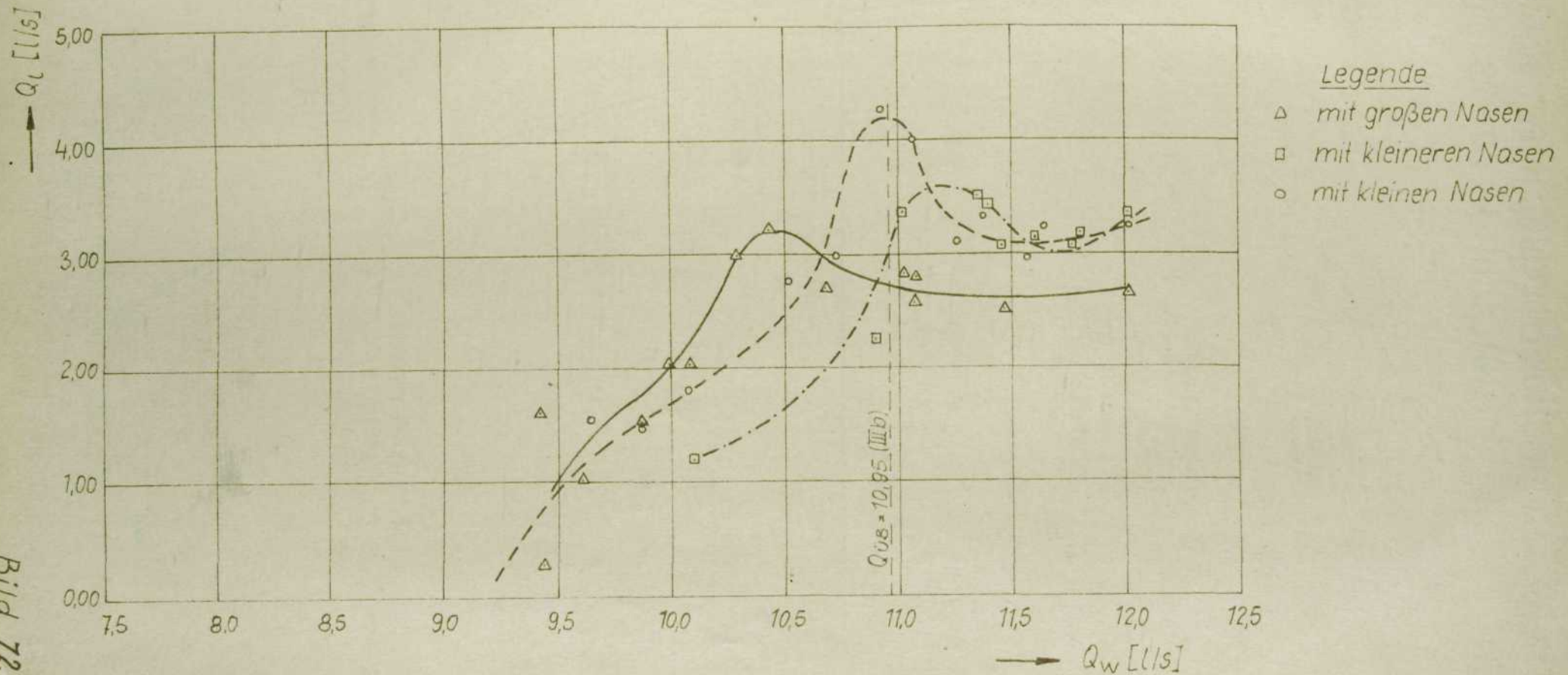
Luftabfluß Q_l und Belüftungsgrad infolge ringförmiger Belüftung am Heart-Butte - Schachtüberfall (USA) und dessen Modell [41]



Luftabfluß Q_l durch die ringförmige Belüftung im Modell des Schachtüberfalles der Steinbachtalsperre

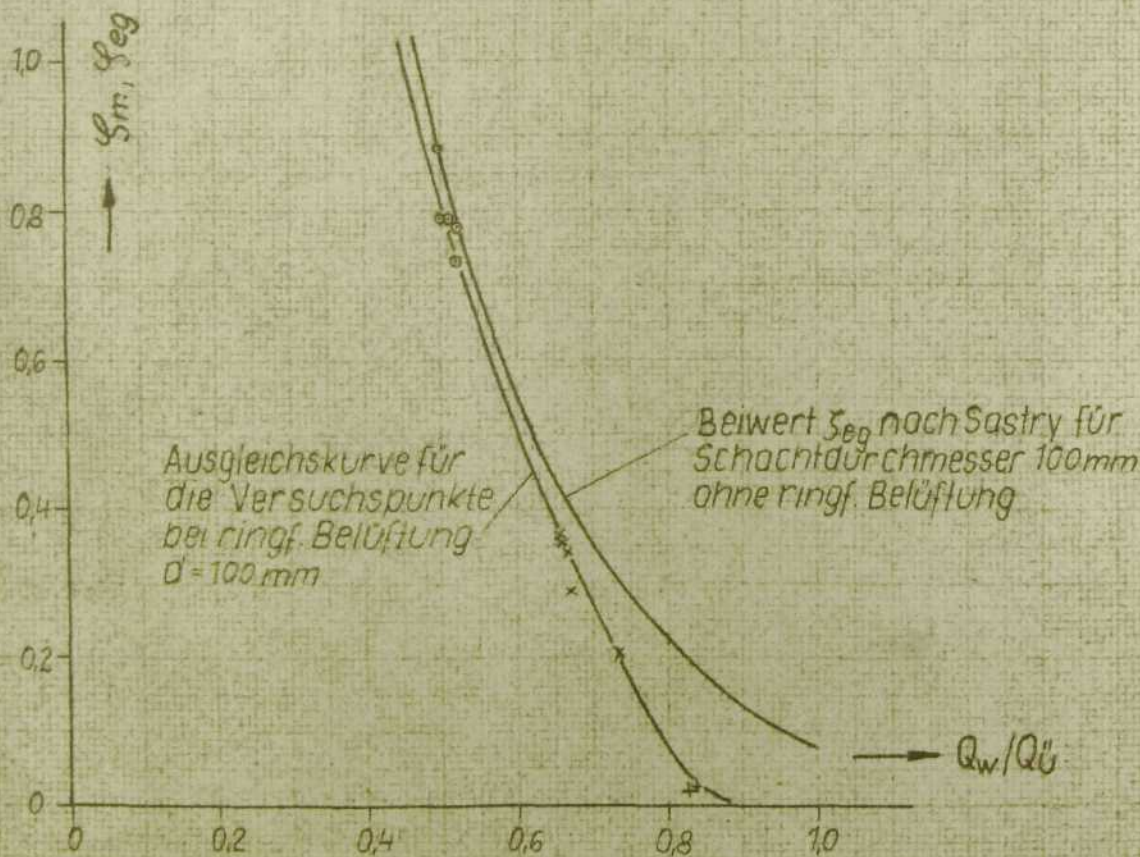
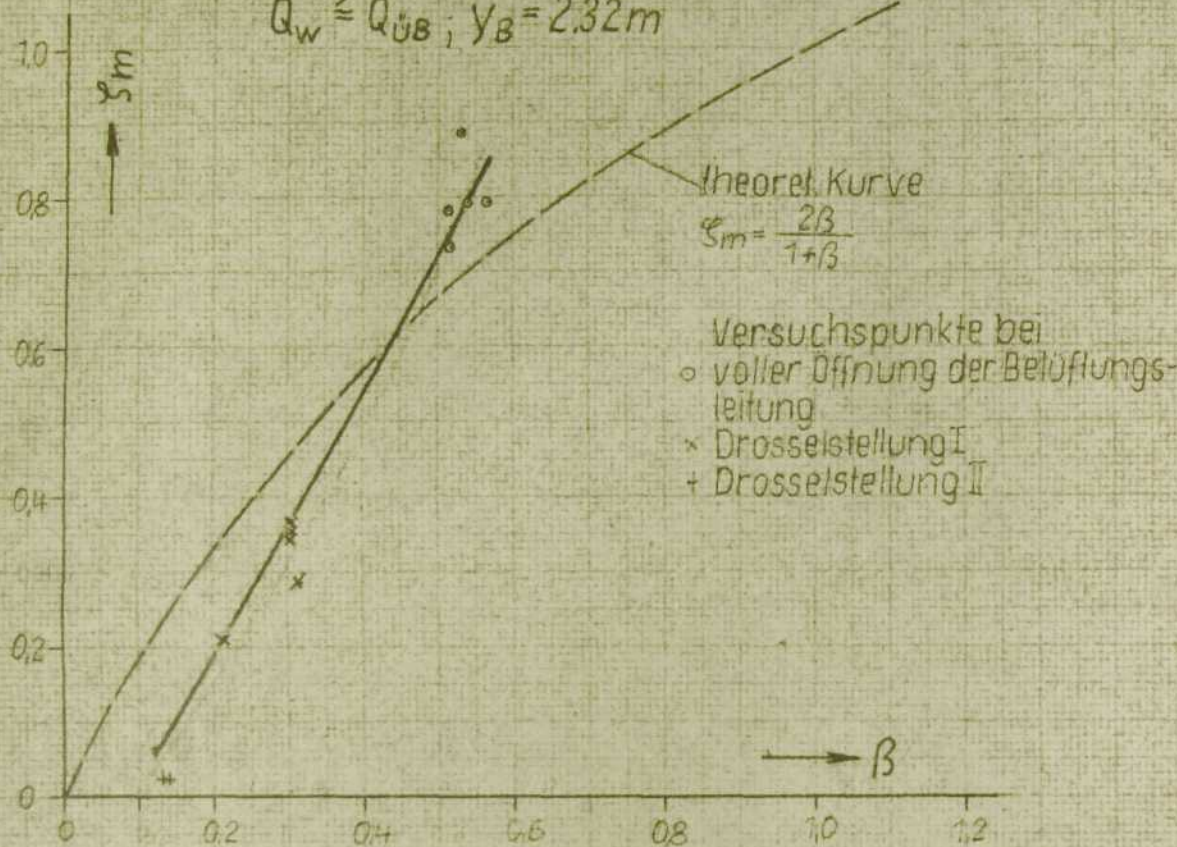
Schachtdurchmesser im Modell $d = 90 \text{ mm}$

Modellmaßstab $\lambda = 24,45$



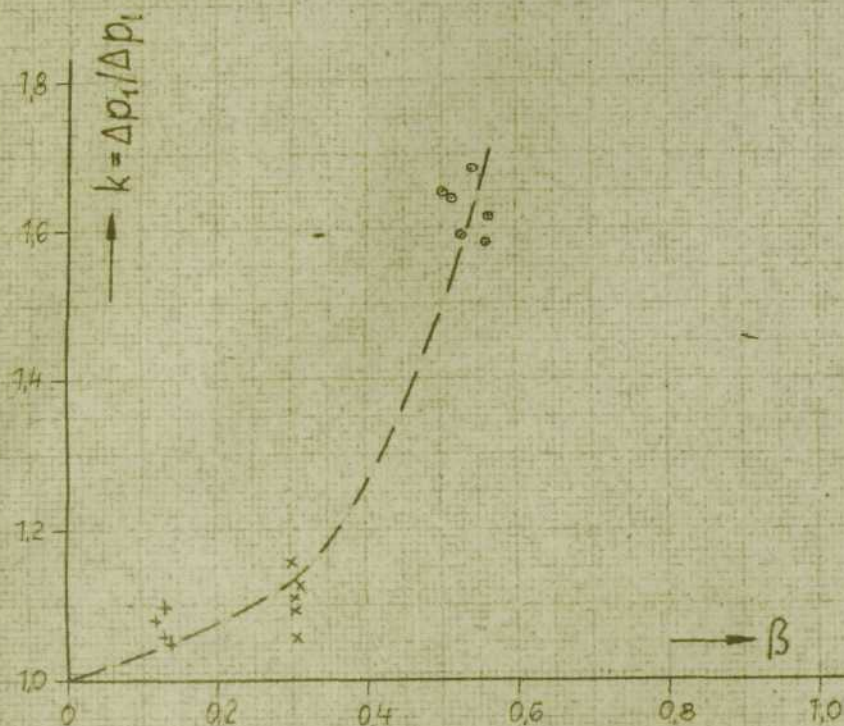
Beiwert ξ_m infolge ringförmiger Belüftung in Abhängigkeit von β und $Q_w/Q_{\ddot{u}}$

$$Q_w \geq Q_{\ddot{u}B}; \gamma_B = 2.32m$$

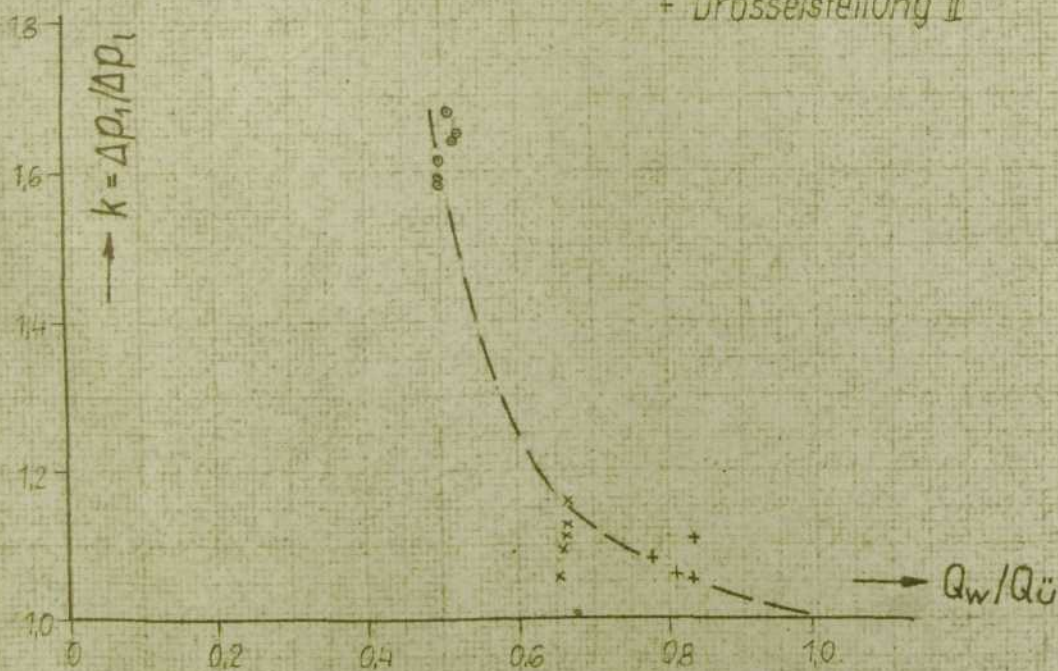


Abhängigkeit des Wertes $k = \Delta p_1 / \Delta p_i$ von β und $Q_w / Q_{\ddot{u}}$

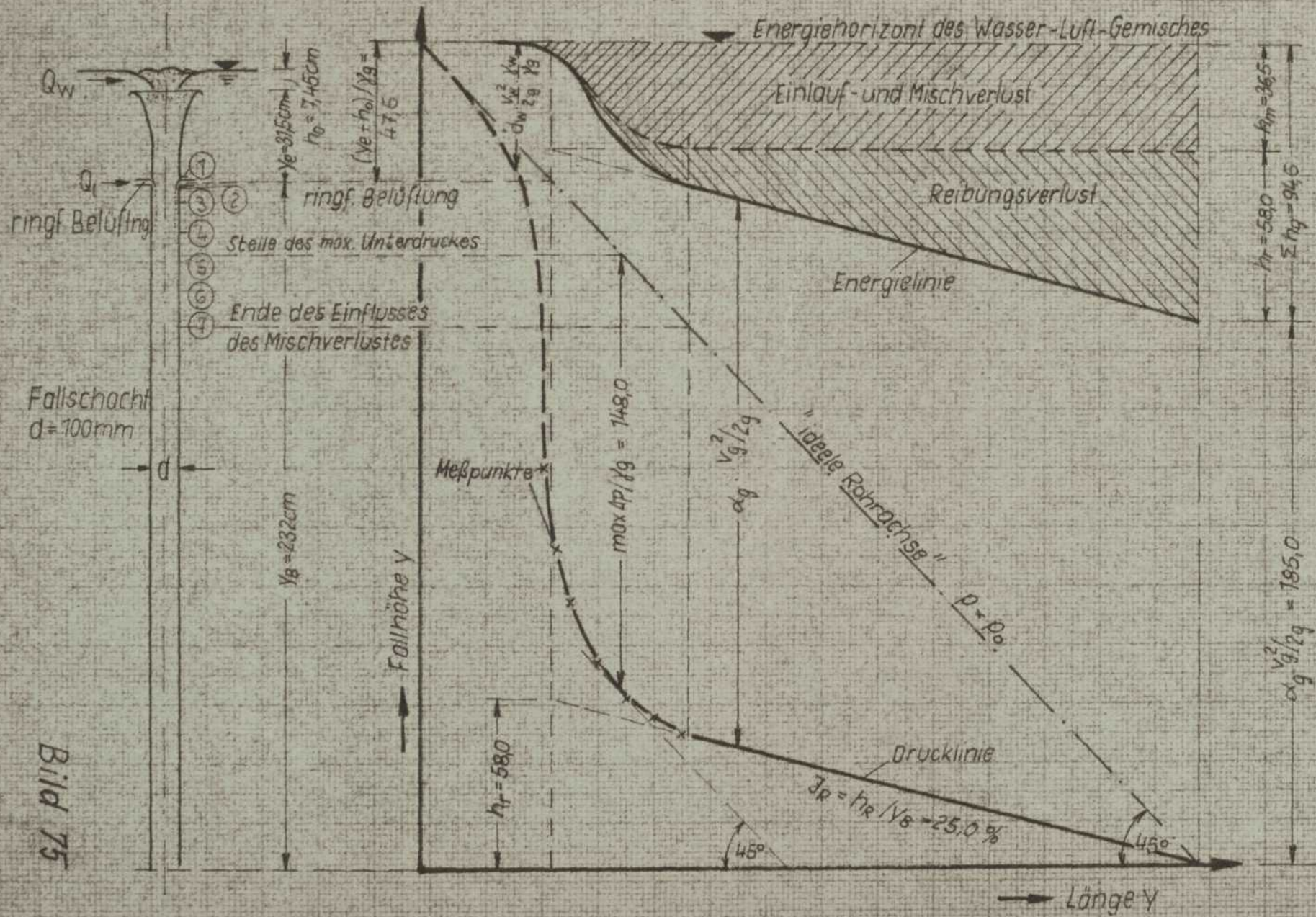
$$Q_w \approx Q_{\ddot{u}B}, \quad \gamma_B = 2,32$$



Versuchswerte bei
 ○ voller Öffnung der ringf. Belüftung
 × Drosselstellung I
 + Drosselstellung II



Beispiel für den Energie- und Drucklinienverlauf bei den Modellversuchen mit ringförmiger Belüftung



Versuch Nr. 54

$$Q_w = Q_{\text{ÜB}} = 37,5 \text{ l/s}$$

$$Q_l = 8,20 \text{ l/s}$$

$$\beta = 0,219$$

$$\gamma_g = 0,821 \text{ Mg/m}^3$$

$$\eta_m = \xi_m \cdot \frac{v_g^2}{2g}$$

$$\xi_m = 0,212$$

$$\eta_r = \xi_r \cdot \frac{v_g^2}{2g}$$

$$\xi_r = 0,336$$

$$\eta_g = 0,0145$$

Alle Energiehöhen in cm WLSI

M. 1:20



Bild 76: Schachteinlauf ; $h_0 = 2,0 \text{ cm}$, $Q_w = 4,5 \text{ l/s}$,
Zustand I, Wasser fließt an der Schachtwand herab.

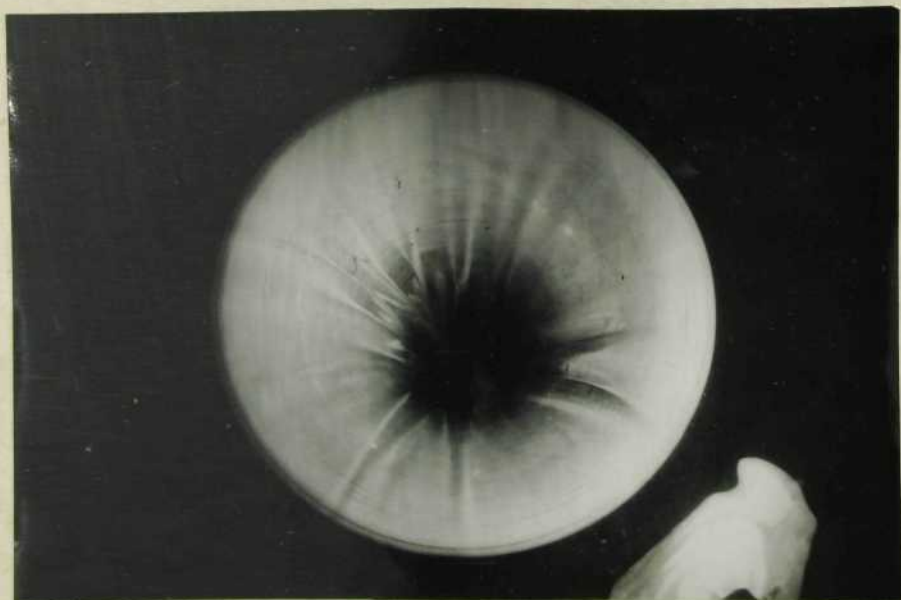


Bild 77: Schachteinlauf: $h_0 = 3,60 \text{ cm}$, $Q_w = 11,6 \text{ l/s}$;
Strahlvereinigung, Beginn des Zustandes II (Druck-
strömung), erste schlürfende Geräusche hörbar.

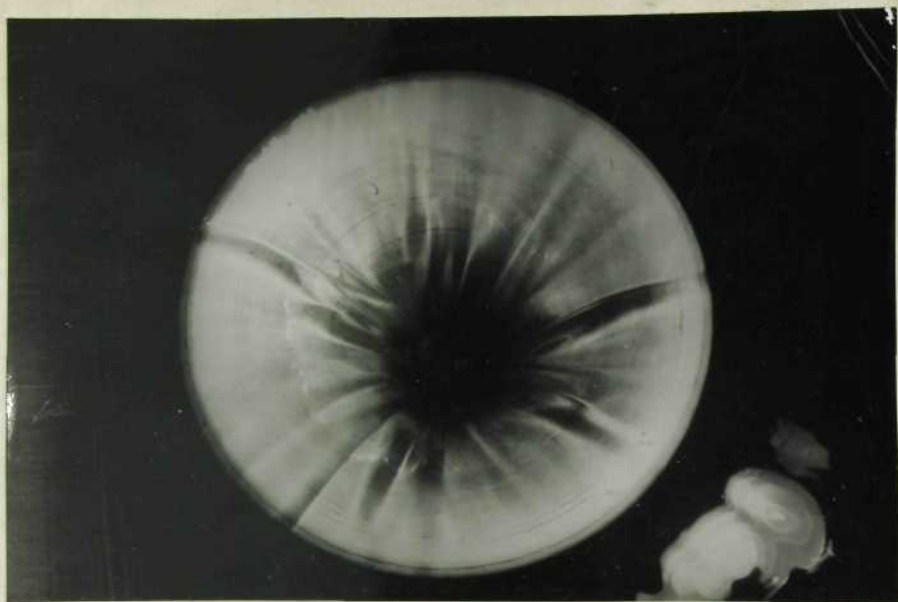


Bild 78: Schachteinlauf; $h_o = h_{og} = 4,52 \text{ cm}$,
 $Q_w = 16,9 \text{ l/s}$, Zustand II; Rillenbildung auf der
 Wasseroberfläche, kein Einlaufwirbel

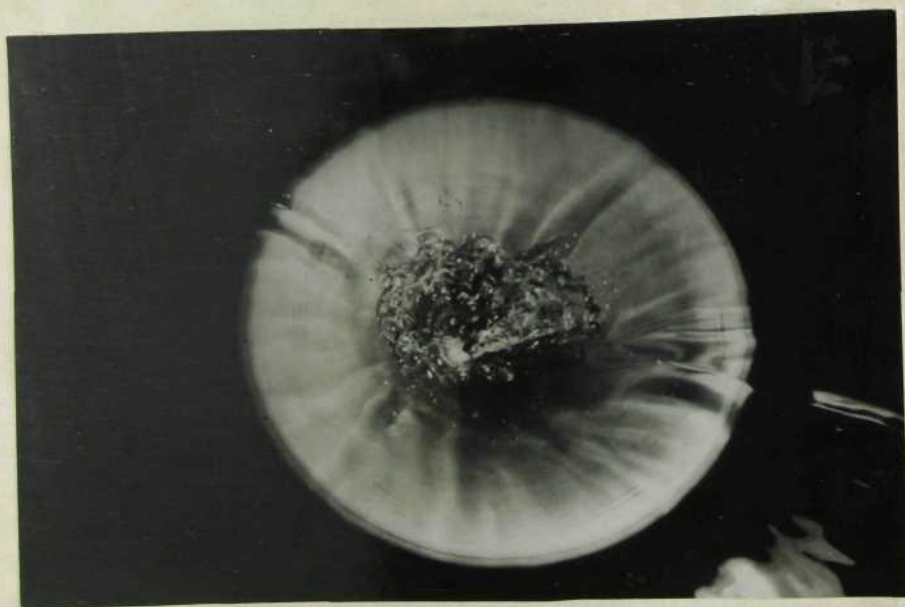


Bild 79: Schachteinlauf; $h_o = 5,95 \text{ cm}$, $Q_w = 25,5 \text{ l/s}$,
 Zustand II kurz vor der Überdeckung, kein Einlauf-
 wirbel.

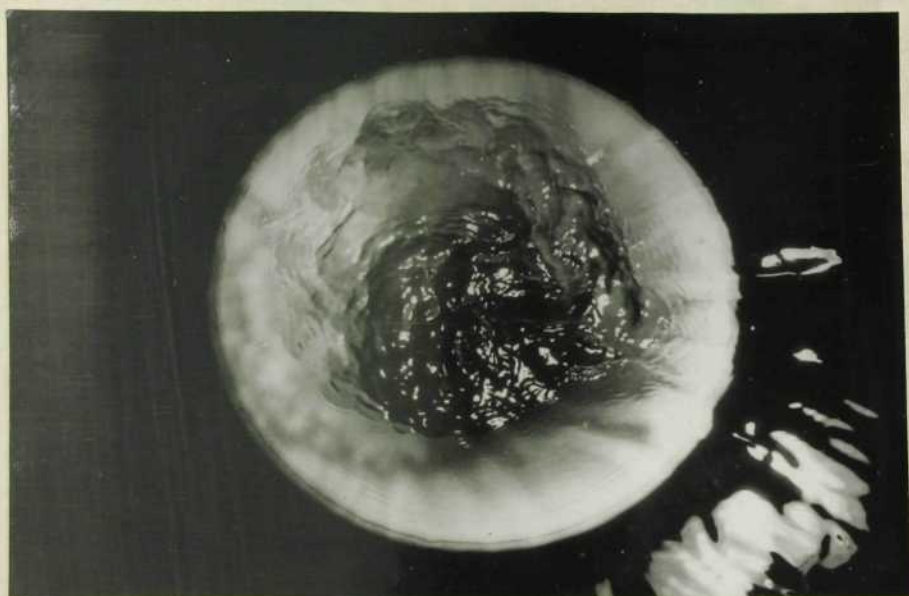


Bild 80 : Schachteinlauf; $h_0 = 6,6 \text{ cm}$, $Q_w = 25,7 \text{ l/s}$.
Überdeckung erreicht (Bereich B), kein Einlaufwirbel

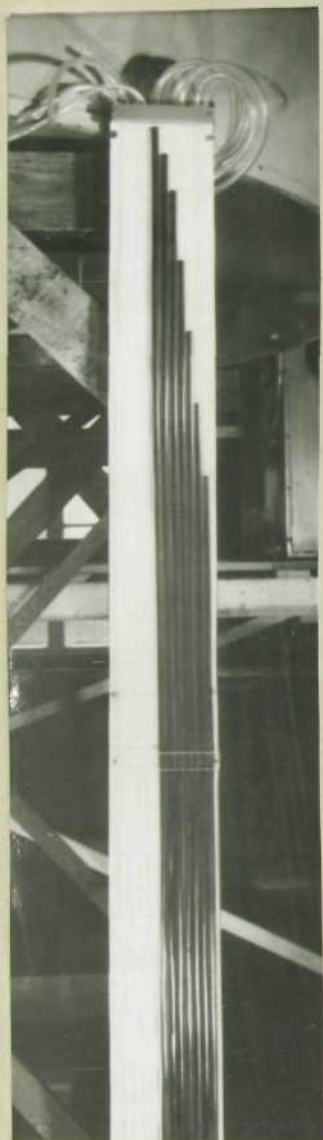


Bild 81a

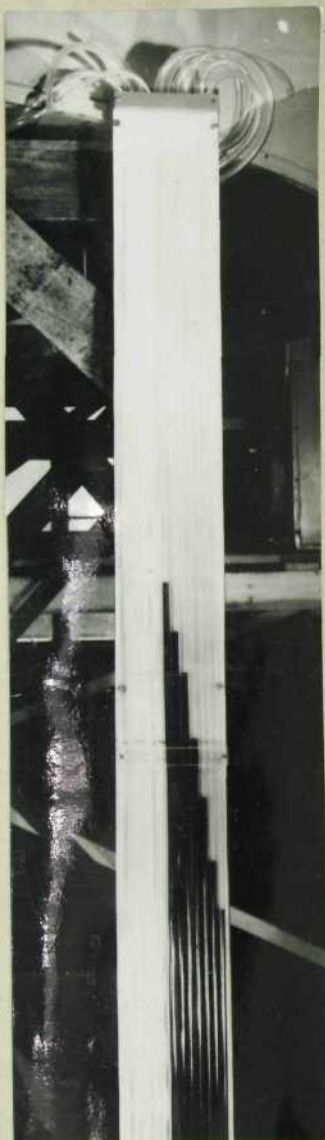


Bild 81b

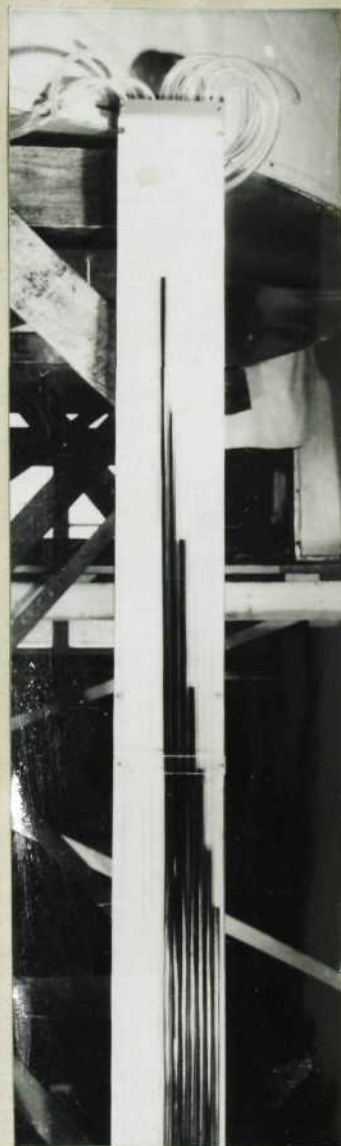


Bild 81c

Bild 81a : Durchsichtige PVC-Schläuche, zu Meßharfe zusammen-
gefaßt, Ruhestellung

Bild 81b : $Q_w = 25,5 \text{ l/s}$, Druckverlauf am Fallschachtenanfang,
ringförmige Belüftung geschlossen

Bild 81c : wie Bild 81b, jedoch ringförmige Belüftung
geöffnet: Unterdruck am Fallschachtenanfang
wesentlich geringer als in Bild 81b
(Schläuche auf der linken Seite)



Bild 82: $Q_w = Q_{dB} = 25,7 \text{ l/s}$, Luftabfluß durch den Fallschacht infolge ringförmiger Belüftung



Bild 83a



Bild 83b

wie Bild 82